

Title	沸騰水型原子炉プラント制御方式の改良に関する研究(Dissertation_全文)
Author(s)	萬金, 修一
Citation	Kyoto University (京都大学)
Issue Date	1983-03-23
URL	http://dx.doi.org/10.14989/doctor.r4944
Right	
Type	Thesis or Dissertation
Textversion	author

沸騰水型原子炉プラント制御方式の 改良に関する研究

昭和57年8月

萬 全 修 一

沸騰水型原子炉プラント制御方式の 改良に関する研究

昭和 57 年 8 月

萬 金 修 一

DOC
1982
20
電気系

一 謝 金 萬

要 旨

本論文は沸騰水型原子炉プラントの定常制御性、負荷追従制御性を改善する為に最適制御理論を応用し、理論を実際に適用するにあたって生じる問題点の解決方法についての議論を発展させたものである。この結果、新しい制御方式を開発し、この制御方式が、目的とした制御性の改善に有効で、適用性の高い事をシミュレーション実験を行って示したものである。

原子力発電プラントの安全性、経済性の向上を目的とした研究開発が進められている中で、プラント運転に於ける定常制御性の向上、及び、安全性を損わずに大巾な負荷変動に迅速に追従する制御方式の開発は基本的な研究課題の一つとなっている。一方、最適制御理論の適用が研究されて久しいにもかかわらず、現実の原子力発電プラントが従来の、いわゆる古典制御理論を適用したP.I.D 補償型サブグループ制御系を用いて運転されている原因は、線形範囲で体系が確立されている理論と実際の間隙に、多くの問題点があるためであり、この解決が、制御工学上の研究課題の一つとなっている。

ここで論ずる方法は、原子炉プラントの計算機制御化の技術的確認を得る為の研究に並行して得られたもので、次の2つのケースの制御方式と設計法である。

〔制御方式ケース α 〕は最適線形レギュレータに1つの積分要素をもつ帰還回路を付加し、求められた出力レベルに対応して、目標値、基本操作量、及びフィードバックゲイン行列を任意の速度で変更する制御構成であり、設計にあたって、理論的にゲイン行列を求める反面、積分経路をシミュレーション実験で試行錯誤的に求める点に特徴がある。

〔制御方式ケース β 〕は従来のサブグループ的なP.I.補償型フィードバック制御系を第1レベルに持ち、この制御出力を修正するように制御出力する最適線形レギュレータを第2レベルに持つ階層的な制御構成であり、第1レベルの制御系の機能する実プラントを多変量自己回帰型のモデルに同定する実験が設計の基本である点で特徴的である。

〔制御方式ケース α 〕は直接サイクル沸騰水型原子炉プラントの非線形モデルを対象に、又〔制御方式ケース β 〕は沸騰水型原子炉プラントに特性の類似した炉外沸騰水型ループを対象として設計を行った後、シミュレーション実験で適用性の検討を行った。この結果、目的とした制御性の改善が得られると共に、適用性の高い事が明らかとなった。

なお、これらの制御方式とその設計法は、いわゆる「理論と実際のギャップ」と呼ばれる問題点のいくつかを、一般的に解決しているので、沸騰水型原子炉プラントの制御問題に限らず、他の炉型プラントや一般の多変数な生産プラントに対しても適用性を持っていると考えられる。

目 次

1. 緒 言	1
2. 制御方式改良の課題	6
2.1 従来の制御方式	6
2.2 問題点の考察と改良の課題	9
3. 最適制御理論の適用と問題点	15
3.1 最適制御理論による設計法	15
3.2 原子炉プラント制御への適用の現状	22
4. 新しい制御方式とその設計法	26
4.1 最適線形レギュレータ理論適用上の問題点と解決法	26
4.2 新しい制御方式の提案	33
4.3 設計法と必要な検討項目	34
5. 沸騰水型原子炉プラントモデルに於ける検証	49
5.1 対象の設定と予備解析	49
5.2 制御方式ケース α の設計と検討	55
5.2.1 制御系の設計と定常制御性の検討	55
5.2.2 出力変更制御性の検討	58
5.2.3 制御系統構成上の検討	60
5.2.4 他の設計法との比較検討	62
5.3 制御方式ケース α の適用性についての結論	64
6. 沸騰水ループ制御方式改良に於ける検証	84
6.1 対象の設定と予備解析	84
6.2 制御方式ケース β の設計と検討	87
6.2.1 同定実験と時系列解析	87
6.2.2 モデルの決定解析と検討	91
6.2.3 設計と定常制御性の検討	94
6.2.4 適用性に関する補足的検討	98
6.3 制御方式ケース β の適用性についての結論	102
7. 結 言	128
謝 辞	132
参考文献	133
本文記号表	138
付 録	143

Contents

1. Introduction	1
2. Subjects of the investigation for improvement of control methods of BWR power plant	6
2.1 Historical survey and present status	6
2.2 Consideration on related current problems	9
3. Application of optimal control theory to BWR power plant control	15
3.1 Design procedures and syntheses techniques	15
3.2 Current states and problems	22
4. New-types of controller and design procedures	26
4.1 Solutions of problems in the application of optimal linear regulator theory	26
4.2 Proposed control methods	33
4.3 Design procedures and synthesis techniques	34
5. Simulation studies on a controller 'case- α ' in a non-linear BWR plant model	49
5.1 Power plant system and pre-analysis	49
5.2 Design and simulation studies	55
5.3 Summary of simulation studies on application	64
6. Simulation studies on a controller 'case- β ' in a Boiling water test loop	84
6.1 System and pre-analysis	84
6.2 Identification experiments, design, and simulation	87
6.3 Summary of simulation studies on application	102
7. Conclusions	128
Acknowledgments	132
References	133
Nomenclature	138
Appendix 1. Dynamic model for pre-analysis on improvement of control methods in BWR power plant	143
Appendix 2. Dynamic model for pre-analysis on improvement of control methods in Boiling Water Test Loop	152

目 次

図 1.1.1	負荷追従制御目標を達成する為の制御課題の構成	5
図 2.1.1	JPDR プラント制御系の制御系統図	14
図 2.1.2	島根原子力発電所 1 号機の制御系統図	14
図 3.2.1	原子炉最適制御ブロック図	25
図 3.2.2	ハルデン原子炉プラントに於ける最適制御ブロック図	25
図 4.1.1	一次系最適レギュレータ改良のブロック図と多変数系への拡張	46
図 4.1.2	制御方式ケース α のブロック図	46
図 4.2.1	制御方式ケース β のブロック図	47
図 4.3.1	制御方式ケース β の設計解析用計算コード流れ図	48
図 5.1.1	再循環方式直接サイクル BWR プラント構成図(A)及び簡略化モデル(B)	66
図 5.1.2	BWR 非線形モデルのシミュレーション結線図	67
図 5.1.3	非線形モデルと線形モデルステップ外乱を加えた場合の応答の比較	68
図 5.2.1	非線形モデルに LQR を適用した場合の応答・再循環流量 10% 外乱	69
図 5.2.2	LQR を非線形対象に適用した場合の主要な状態変数の制御性	70
図 5.2.3	LQR に積分要素を持つ改良された制御系を非線形モデルにつけた場合の応答	71
図 5.2.4	改良された制御系の制御性能 (ステップ外乱に対する応答)	72
図 5.2.5	非線形モデルに対する -10%/10秒出力変更制御例	75
図 5.2.6	原子炉各出力レベルに対応するフィードバックゲイン値の変化	76
図 5.2.7	簡略化した LQR ゲイン行列を用いた制御系の構成図	81
図 5.2.8	ハイブリッド計算機システムを用いた最適化探索のシステム構成	81
図 5.2.9	ハイブリッド計算機システムを用いた最適化探索のためのプログラム流れ	82
図 6.1.1	大洗水ループ No. 0 (OWL-0) とその計算機システム	105
図 6.1.2	OWL-0 プラント構成と: "入力-出力の部分的な制御系"	106
図 6.1.3	4つのタイプの [制御方式ケース β] の構成図	107
図 6.2.1	代表的な測定データの一例	109
図 6.2.2	実験データの処理と計算の流れ	109
図 6.2.3	実験データからの自己・相互共分散関数計算の一例	110
図 6.2.4	モデル同定におけるサンプリング周期と F.P.E の関係	112
図 6.2.5	求まったモデルの応答と実データの比較	113
図 6.2.6	改良された制御方式と従来の制御方式によるインパルス応答の比較	118
図 6.2.7	改良された制御方式と従来の制御方式によるステップ応答の比較	121
図 6.2.8	改良された制御方式と従来の制御方式によるホワイトノイズに対する応答の比較	122
図 6.2.9	改良された制御方式と従来の制御方式による SGH ステップ外乱に対する応答の比較	124
図 6.2.10	評価関数重み Q の変化に対する制御性の検討	125
図 6.2.11	改良制御方式ケース β の設計手順の流れ	127

目 次

表 2.2.1	JPDR に於ける運転上の制限, 制約条件	13
表 5.2.1	100%定格における LQR フィードバックゲイン行列	69
表 5.2.2	LQR を適用した場合の線形モデルにおけるステップ状外乱に対する制御性	72
表 5.2.3	LQR に積分要素を付加した場合の非線形モデルにおける制御性	73
表 5.2.4	出力変更制御に於ける改良制御方式の改良度	74
表 5.2.5	改良制御方式による出力変更制御変更速度の検討	76
表 5.2.6	ゲイン切換による制御性の検討	77
表 5.2.7	ゲイン行列要素の変化に対する安定性の検討	78
表 5.2.8	フィードバック経路断線の場合の制御性の評価	79
表 5.2.9	(A)簡略化したフィードバックゲイン行列	80
	(B)簡略化したフィードバックゲイン行列を用いた場合の制御性の比較	80
表 5.2.10	数理計画法の適用による設計結果	83
表 6.1.1	OWL-0 サブグループ制御系のパラメータ	106
表 6.2.1	それぞれの実験内容の詳細, M系列外乱信号の入力点, 測定点	108
表 6.2.2	モデル同定解析におけるパラメータの影響の一例	111
表 6.2.3	同定されたモデルの係数の例	116
表 6.2.4	第2レベル制御系ゲイン行列の一例	117
表 6.2.5	制御方式ケース β による制御性の改善度, インパルス応答に対する分析	119
表 6.2.6	制御方式ケース β による制御性の改善度, ステップ応答に対する分析	120
表 6.2.7	制御方式ケース β による制御性の改善度, ホワイトノイズに対する分析	123
表 6.2.8	制御方式ケース β による制御性の改善度, SGH ステップ応答に対する分析	125
表 6.2.9	ゲイン行列要素の変化に対する制御性の検討	126
表 7.1.1	本論文の設計, 解析で使用し, 整備した計算コードシステム	131

1. 緒 言

原子炉プラントを、安全に、経済的に運転する為に、原子炉プラント自動制御系に要求される基本的な制御課題として、通常、次の5つの目標がある。

1) 原子炉プラントに外乱が加わったときに、プラント全体の運転状態を定められた状態に保って運転を続けること。例えば、ゼノンXeの振動や沸騰現象による反応度外乱が加わったとき、或いは外気温変動によって給水温度に外乱が加わったとき、自動的に、速やかに、定められた運転条件を逸脱することなく、安全に運転状態を回復し、維持すること。(プラント定常制御)

2) プラントの負荷が変化したときに、その負荷に適合した運転状態に移行すること。すなわち、負荷の遮断や、プラントの安全確保を目的とする場合や、瞬時的で一時的な負荷変動に対しては、原子炉スクラムや蒸気バイパスによるタービン初期段圧力調節のような安全保護の操作を用いるが、プラントの特性から考えて、状態移行が許された範囲内にあるものについては、負荷の増減に伴って原子炉出力も増減し、プラント制御を行って、負荷要求に適合した状態に移行し、安全性の高い、エネルギーの損失の少ない運転をすること。(負荷追従制御)

3) 時間的、空間的に、プラント全体には考慮されるべき変化を与えない範囲で、部分的により経済性、安全性を向上すること。例えば、原子炉の熱出力を変えずに原子炉炉心部の中性子束分布が安全性上、より望ましい形に保持されるようにする中性子束分布制御や、原子炉プラントの運転状態を変えずに、燃料の経済的な燃焼度を得るために、燃料棒の交換を最適に計画する等、プラントを部分的に最適な状態で運転する為に制御を行うこと。(サブシステムの最適制御)

4) プラント全体、或いは原子炉の起動、停止にあたって、安全性、経済性上より優れた制御を行うこと。例えば原子炉自身の起動を、最短時間で行うことや原子炉停止時に生じるゼノンXe、サマリウムSmの毒作用効果を最小にする炉停止運転を行ったり、プラント全体から見て効率の良いプラント構成システムの起動、停止を行うこと。(原子炉並びにプラントの起動、停止制御)

5) 安全性の充分な保持の必要から、定められた制限値や運転の条件を越えた場合に、原子炉及びプラント全体の安全保護操作を行うこと。(原子炉及びプラントの安全保護制御)

一方、世界のエネルギー情勢は資源的にも、又、各国での政策の均衡の観点からも逼迫した情勢にあり、多様化の進められているエネルギー源の中で、比較的に供給が安定しており、経済性の良いと考えられる原子力エネルギーに大きな期待がかけられている。例えば、我が国に於ける原子力発電の全発電電力に対する割合は1980年で12.3%であり、将来、低く予測した場合でも、1990年で25.8%、2000年で39%、2020年で71%もの高率が予測かつ期待されている。この事は、原子炉プラントのより一層の安全性、経済性の改善が強く求められている事を意味している。

原子炉プラント運転の安全性の追求は、原子炉構成要素の設計余裕、品質管理、プラント構成機器の信頼性、設備の経時診断、誤操作の防止、異常診断とその処置など、機器製造の基本的開発から、前記した制御課題を複合的に、かつ間接的に組み合わせで解決を計る事を目的としたも

のなど、多くの研究開発すべき課題があるが、自動制御による定常運転時の定常制御性の向上は、もっとも直接的で基本的な課題の一つである。

また、原子力発電プラントは当初、電力系統による負荷配分処理を大前提に、基底負荷運転されることが当然と考えられてきたが、最近は系統運用を第一義に考慮しつつも経済性改善のために負荷追従性のある運転形態をもつ事や、将来、エネルギー工学的に必然的な方向である熱併給による効率の向上を目的とした場合でも、種々の特性の異なる熱利用プロセスがつながると、それぞれの負荷変動に対する追従性能をもつ事などが基本的な機能の一つとして要求されるようになってきた。

この要求を満たす為には原子炉プラント全体が大巾な出力変更を、原子炉部では圧力や水位、プラント部ではタービン入口圧力や温度変化、操作機器では制御棒や弁に付けられている厳しい制限条件内で、安全に、かつ速やかに行う事が必要である。例えば、原子炉出力の急激な変化は炉心部の中性子束分布の変化を誘起し、燃焼に好ましくない上に燃料破損等、好ましくない事態を生じる事も考えられる。もっとも、この問題の解決策としては、炉心の各チャンネル流量を制御して、負荷追従と同時に出力分布の平坦化を行う方法や、負荷追従制御の過渡状態の終了した時点で制御棒により中性子束分布制御を行う方法等が研究途上にある。(文献1) また、原子炉部の核的制約条件として少し時間遅れを伴って問題となるものにゼノン Xe 毒作用による反応度余裕の低下や、ゼノン Xe 振動による出力分布動揺に対する制御が必要である。前者については部分的に構成する最適制御問題として解決されており、(文献2) 後者については研究開発の段階である。このように原子炉プラントが完全な負荷追従性能を有するに至るまでには、図 1.1.1 に示すように経済性の尺度、時間の尺度に照らして、ストレータ (Strata) 型の概念を加えたマルチエシェロン (multi-echelon) 型階層構造 (文献3) の形をした広範で多くの制御課題の解決が求められている。これらの課題の一部は既に解決され、部分的に運用されているものもあるが、比較的、直接的で、未解決なもの1つとして、現在に与えられた原子炉プラントの運転制約条件の中で、安全性を損わずに大幅な負荷変動に迅速に追従する制御方式の開発がある。

この為、本論文ではプラント一次系を主点とするプラント制御方式の改良の観点に立って、前記した制御課題目標の項目(1)、(2)について考え、(3)~(5)については以下扱わない事とする。また(1)の制御を「原子炉プラント定常制御」、(2)の制御を「原子炉プラント負荷追従制御」或いは後述するように、その制御目標の基本的な部分を重視して「原子炉プラント出力変更制御」と呼ぶことにする。

一方、制御工学の分野では、1入力1出力のフィードバック制御系を周波数領域で設計、解析する、いわゆる古典制御理論の適用から状態空間で多変数を同時に扱い、最適制御理論や、多変数制御理論などによって設計、解析する、いわゆる現代制御理論の応用へと、理論及び適用の研究が発展してきた。

ところが、現実の原子炉プラントを見ると、わずかの研究例を除いて、通常の商業発電プラントにおいては、従来の古典制御理論に基づいて設計された1入力1出力の P.I.D 補償型のフィードバック制御系を基調とする制御方式が用いられている。このため、原子炉の定常制御、及び負荷追従制御に対して、現代制御理論の効果的な適用を計る事により、より定常制御性の優れた制御方式を開発する事、より負荷追従性の優れた制御方式を開発する事、および、現用の設計法

の簡易化、合理化を、計る事が可能であるとの観点が本研究の出発点になっている。

最適制御理論を軸とする多変数制御理論、いわゆる現代制御理論を適用して、これらの制御性を改善する研究は、3章2節に示すように、過去に、いくつかなされてきたが、実用化に至らなかった。この原因の主なものとしては、原子炉プラントの直接計算機制御化が我が国で安全審査の性格上、動力炉プラント規模で難点がある事、及び現代制御理論を実際の原子炉プラントに適用するにあたって、3章2節、4章1節に明らかにするような、理論適用上の問題点がある事、があげられる。しかも、この2つの原因は互いに他を牽制する原因にもなっていて、この面での研究開発の大きな壁となってきた。計算機制御の許可されている国に於ける研究の中で、代表的なものである経済協力開発機構 (O.E.C.D.) ハルデン炉計画、(Halden Project) に於ける研究例 (文献4) では、3章2節に述べるように原子炉圧力容器内圧力の定常制御性の改良について最適制御理論の1つである最適線形レギュレータを適用した方式と従来の P.I.D 制御系による方式とをシミュレーション実験及び一部分、実機試験を行って比較研究しているが、プラント型式が2重サイクル炉型である事等の理由から、期待された効果が少なかったようである。また、もう一つの代表的な研究例と考えられるチェコスロバキアのA-1原子炉プラントに対する研究例 (文献5) は、理論の直接的な適用を計算機シミュレーション実験で示したもので、4章1節に示すような実際に適用する際の問題点を考慮していない為、直ちに実用化されなかった。これらの過去の研究例の結論が消極的であった為に、その後、この分野の研究は一時中断されたが、最近になって、より現実的な考慮のもとに、実用化の研究が再開されている。

本論文は、以上の背景のもとに、我が国の代表的な原子力発電プラントの1つである再循環方式直接サイクル沸騰水型原子炉プラントの定常制御性及び負荷追従制御性を改善する目的で、最適制御理論を基本とした新しい制御方式とその設計法についての研究をまとめたものである。研究は、

1) 1968年、商用動力炉プラントの計算機制御化を想定して、沸騰水型原子炉プラント一次系、および加圧水型原子炉プラント一次系の熱水力特性を沸騰水型、加圧水型運転モード

(Boiling operation mode, Pressure Operation mode, 以下Bモード, Pモードと呼ぶ) の切り換えで模擬できるように製作された大洗水ループ0号 (Oarai Water Loop No.0, 以下OWL-0と略称する。また6章に詳細を示している) の計算機制御化を行う事から始めた。前記したように、本研究の基本的課題の実現には計算機制御化が大前提であったので、この研究においては、特に制御方式の大巾な改良や開発は主目的とせず、従来の古典制御理論の考え方であるプラントのいくつかの部分に施設している一入力一出力の「部分的な P.I.D 制御方式による制御系」を一台のデジタル計算機システムで直接行わせるようにする事 (中央集中デジタル制御化)、対象の数学モデルを作成して動特性解析を行い、集中定数系線形モデルがこの種のプラントの動特性をどの程度正確に表現しうるかを実機実験で確認すること、制御系設計に適するように大規模な数式で構成されるモデルの簡略化を計る上でどのような仮定や前提を置くことができるかについての情報を得る事、等を目的とした。これらの目的はほぼ達成し、動力炉プラントの計算機制御化を実現する技術的確証を得る一方、動力炉プラントに類似した熱水力プラントの動特性及びその簡略モデルの作成とその精度に係る知見を得た。(文献6, 7)

2) 1970年、次の研究課題として、前記研究で得られた知見を用いて、再循環方式直接サイ

クル沸騰水型炉の簡略モデルを作成し、負荷追従制御性の改良を目的としたシミュレーション実験を行った。この研究では、効果的な操作変数の選択と組み合わせを検討する一方、制御系の設計法について、2、3の現代制御理論の適用を試み、その可能性について検討した。その結果、再循環流量、制御棒、主蒸気流量などを操作変数とし、全状態変数の情報を用いる多変数制御方式の適用が、定常制御性、負荷追従制御性の改善を可能にするとの結論を得た。また、設計法については、試行錯誤法によるシミュレーション実験では解を得る事がきわめて困難となる事、最適制御理論の適用を考えた場合に、評価関数の設定の仕方によっては解析的に解が求まらぬ事、現実的な方法として線形2次形式の最適レギュレータの形の評価関数の設定が適している事、等の結論を得た。(文献8)

3) 1972年、上記研究結果を反映して、2次形式の評価関数をもつ最適線形レギュレータ理論を適用し、再循環方式直接サイクル沸騰水型原子炉プラントの定常制御性、負荷追従制御性の改善を計る事を目的として、計算機シミュレーションによる研究を進めた。この結果、最適線形レギュレータ理論の適用と古典制御理論に於ける補償法の考え方を併わせて用いる簡明な制御方式を考えた。この方式は、準最適制御系であるが、二次形式評価関数をもつ最適線形レギュレータ (Linear Quadratic Regulator, 以下LQRと呼ぶ) をそのまま非線形な特性を持つ原子炉プラントの制御課題に適用する場合に生ずる問題点、すなわち、「LQR設計用の線形モデルと対象の動特性の差違に原因する制御性悪化の防止」、「ステップ状外乱、に対して存在する制御偏差の消滅」や「原子炉プラントに於ける大巾な負荷追従制御方法としてレギュレータ理論を適用する場合の問題」を簡易に解決する事を目的としたものである。この制御方式について、5章に述べるようなシミュレーション実験で検討を行った結果、実用プラントへの適用性があるものと結論を得た。また、その設計法は、他の方法に比してきわめて簡便であることが判った。(文献9)

4) 上記の結論は、新たな原子炉プラントの建設過程で設計し、その系統構成の機器を設備するにあたっての方法として実用的であるが、「対象の簡略モデルを精度良く容易に求めること」、「制御系設計結果を実機プラントに適用するにあたっての現場での調整を効果的に、簡便に、かつ安全に行うこと」などの点で充分なものと云えない。これらの弱点を解決し、より一層の実用化を目指すと共に、従来の制御方式で運転されている既存のプラントでの制御系の容易な改良方法としても適用しうる制御方式とその設計法を得る事を目的として研究を進めた。この結果、実験による対象モデルの同定手法を応用すると共に、3)項の研究で得られた制御方式の概念を階層構造或いはデュアル構造とも呼びうる形の制御方式へ拡張する事を考え、実機プラントを対象に、その適用性を検討した。1974年当時、我が国では計算機制御化された原子炉プラントが存在しなかったため、前記した第1)項の研究結果、計算機制御化したOWL-0を対象として実機実験と計算機シミュレーション実験を併用してこの制御方式の設計と検討を行った。この結果、この制御方式は制御性改善ばかりでなく、設計法においても合理的で簡易である上に、現場調整法として応用しうるとの結論を得た。(文献10, 11)

なお、この制御方式と設計法は、原子炉プラントへの適用性のみならず、一般のプラントへの適用の可能性を有しており、この研究の一部を公表(文献11)した3年後に、火力発電プラントにおいて、同様の制御方式による実証試験が行われ、その有効性が発表されている。(文献12)

2. 制御方式改良の課題

2.1 従来の制御方式

制御方式の経緯と概要

沸騰水型原子炉プラント制御概念の特色は、大きなボイド係数を持つ為、炉圧からボイドを介して反応度が変化し出力動揺を生じることを避ける目的で炉圧一定制御が行われていること。負荷変動の際に、例えば負荷増加の例を考えると、負荷増加→一次系流量増加→炉内圧力低下→ボイド量増加→負の反応度帰還→原子炉出力低下となって、負荷と原子炉出力の差が大きくなり、プラントとしての自己制御性がないこと。等である。

1) これを避ける為に、初期の小型炉では、蒸気バイパス (EBWR; Argonne 研究所にある Experimental Boiling Water Reactor の場合) や、制御棒駆動 (JPDR; 日本原子力研究所にある Japan Power Demonstration Reactor の場合) を制御操作として用いてきた。

自然循環直接サイクル沸騰水型炉のJPDRを例にとると、一次系の主な自動制御系統は (図 2.1.1) に示すように Automatic Control System. (以下略して A.C.S と呼ぶ) と呼ばれる原子炉圧力制御系, Initial Pressure Regulator (以下略して I.P.R と呼ぶ) と呼ばれるタービン初期段圧力制御系, Bypass Pressure Regulator (以下略して B.P.R と呼ぶ) と呼ばれるタービンバイパス弁による主蒸気圧力制御系, 及び炉水位 3 要素制御系である。A.C.S は原子炉圧力容器内の圧力 P が設定圧力 P_{sp} から離れた時に、反応度を操作して許容範囲に保つもので、比例、積分要素を持つ制御回路から成っており、圧力変動に対する不感帯は $\pm 60 \sim 100 \text{ mV}$ ($\pm 1 \sim 1.6 \text{ psi}$ に相当) である。I.P.R は定常運転における蒸気圧力の微小変化に対し、タービン入口前の制御弁を駆動し、蒸気流量を制御して圧力を一定に保つ事を目的としており、急激な圧力変動の際には弁開度の機構上の制約をうける。すなわち圧力がステップ状に変わったとき、制御弁が全閉位置と定格位置の間を動くのに 0.6 秒を要する。B.P.R はバイパス弁を駆動して発電機トリップやタービントリップなどの際の主蒸気圧力の急変を制御している。また、起動、停止時の圧力調整にも使用される。給水制御系は三要素制御系とも呼ばれ、蒸気流量、給水流量、原子炉水位の信号で給水ポンプを駆動し、原子炉水位を制御している。

このプラントでは、出力試験の一環として行われた自動制御系試験において、1 分間に約 10% のタービン出力ランプ状変化に対する制御特性実験の結果、原子炉スクラムに至る圧力制限値のみを条件とした場合、イ) 制御棒 1 本で負荷変動 $\pm 10\%$ / 10 秒ぐらいに容易に応答できる。ロ) 制御棒 1 本で電力変動 -10% / 分で変動範囲 40% ぐらいには追従できるのではないかと推定された。(文献 13) しかし、その後、圧力容器のヘアークラック問題が発生し、スクラム制限値内の圧力変動であっても、大きな圧力変動は安全性上好ましくないとの懸念されるに及んで、負荷追従運転は行われなかった。(文献 14) すでに当時、負荷追従運転の必要性が見通されており、G.R.Banbridgeらは、2000年に於ける全発電電力量に対する原子力発電の占有率が 70% になり、負荷率が平均 40% になると仮定し、原子力発電所 2 基が two-shifting を行った場合に、5% /

min (％は定格出力に対する割合)の負荷変動要求が年間300回以上、15％/2～4秒が100回、約5％の瞬時変動が1時間に1回の割で生じると指摘している。(文献15) これに対して、V. I. Griskov 等は多変数制御方式の考え方で、(文献16) 服部らは抽気制御の考え方で速応性を追求したが、(文献17) この種のプラントでは、大巾で速い負荷追従は達成できなかった。

また、大型商用炉に於けるこれらの制御方式の場合は、バイパス蒸気量の損失や、原子炉出力分布の歪みによるエネルギー経済や安全性の観点からも適したものでなかった。

2) 次に一時的に、2重サイクル方式(Dresden I号炉の場合)が考えられた。この方式では、負荷増加→2次蒸気流量増加→再循環温度低下→ボイド量減少→正の反応度→原子炉出力増加となって、負荷変動と原子炉出力の変化方向性は一致し、安定性が向上するものの、応答の伝はんが遅く、プラント全体の建設費が高いなどの欠点がある。この方式の場合は、定常制御方式として再循環流量を操作する事により、炉心入口温度調節を行い、これがボイド量の調節をすることとなって、ボイド反応度効果を間接的に利用した制御方式を用いた点に新しい特色を持った。

3) この二重サイクル方式の欠点を補う為、初期の単一サイクルを復活すると共に、二重サイクル方式の利点を考慮して、1960年代末になって直接サイクル強制循環方式が出現した。直接サイクル強制循環方式では、再循環流量を変える事によって単一サイクルの速応性を保つと共に2重サイクルの場合のサブクール度を操作し、再循環流量増加→ボイド量減少→出力上昇→炉圧力上昇→蒸気流量増加→タービン出力増加といった沸騰現象の出力への特性を最大限利用しており、制御の中、感度が共に大きくて負荷追従制御性の改良の余地が大きくなった。この方式を持つ代表的なプラントの1つに島根原子力発電所1号機がある。これは、国産商用1号の直接サイクル再循環方式沸騰水型原子炉プラントであり、1974年3月に運開されたものである。(図2.1.2)に一次系の制御系統構成を引用(文献18)しており、再循環流量制御系、タービン制御系、給水流量制御系の各アナログ制御系から構成されている。再循環流量制御系は一般に出力制御系と呼ばれるもので、出力変更制御や定常出力制御を行うものである。島根1号機の場合は負荷要求信号と接続されていないが、ここに負荷要求信号を入力して負荷追従制御系と呼ばれているプラントもある。(文献19,20) 出力設定信号、負荷要求信号は、再循環ポンプを駆動する電動機に連結する可変周波数発電機(速度フィードバック信号)と比較し、比例、積分補償を行って、上図に示されるように、すくい管位置を操作する。これによって流体継手の伝達トルクを変化させ、ポンプ電動機(速度)を変化させる事によって再循環流量を設定した値に一定に制御する。タービン制御系は主蒸気圧力とタービン速度を制御する事を目的としており、JPDRの場合のI.P.RとB.P.Rを組み合わせた考え方になっている。通常は主蒸気圧力制御がタービン速度制御に優先し、急激な負荷遮断のような場合にはタービンガバナが主蒸気圧力制御にとって代わって加減弁を直接制御して閉じるので、主蒸気圧力がバイパス弁作動不感帯を越えて上昇し、バイパス弁が作動する機能となっている。給水流量制御系は原子炉出力が低い場合には原子炉水位信号で給水流量を制御し、これ以外の場合には原子炉水位、給水流量、主蒸気流量の3信号によって給水流量を制御するもので、これはJPDRの場合とほぼ同様のものである。この種の制御方式は出現当初の1970年初期において最高の負荷追従性能を有すると考えられ、AEG-Telefunken社のP. Carbon, W. Stephan等は、計算機シミュレーションの結果、再循環流量と制御棒を操作量として、ランプ状の10％から100％への出力変更に対して±10％/min

を、40%から100%への出力変更に対して $\pm 1\%$ /秒を、また、ステップ状の $\pm 10\%$ の出力変更を目標として設計を進めていると報告している。(文献21) 一方、ほぼ同時期に我が国でも、制御系の設計解析結果として、タービン蒸気加減弁による蒸気圧力制御、再循環ポンプによる出力制御、負荷遮断のようなときにタービンバイパス弁による圧力制御を併用して、10%のステップ状負荷変動に対して再循環流量操作によって $10\%/20$ 秒、再循環流量と蒸気圧力制御の設定値の変更によって $10\%/15$ 秒の負荷追従速度が得られると報告している。(文献22) また、1977年IAEA主催の原子炉プラント制御に係る専門家会議の報告書(文献23)には、ASEA ATOM社が出力580MWeのOskarshamn-2原子力発電所に於いて行った実機試験結果が発表されている。このプラントは直接サイクル強制循環方式沸騰水型原子炉プラントであり、制御方式は前述した島根原子力発電所のものとほぼ同じものである。実機試験の目的は従来、このプラントが制御棒の使用によって $1\%/分$ 、再循環流量操作によって $20\%/分$ の出力変更速度で運転されていたが、系統周波数調整の機能を持たせる為に速応性を向上する事にあった。この結果、再循環流量操作による出力制御と蒸気圧力制御を組み合わせ、上述した我が国の解析例と同じ方法で、プラントの有するエネルギーを一時的に利用し、15秒で定格出力の10%変化を達成している。またランプ状変化に対しては実機試験は行われていないが、定格の70%から100%出力変更を45秒で達成しようと解析している。(文献24) しかし、これらの方法は一時的にしる蒸気圧力制御の設定変更を用いる為、 $\pm 10\%$ 変化の場合に炉圧はピーク値で定格の $\pm 3.6\%$ となり、一時 $\pm 3\%$ に整定した後、再び蒸気圧力設定変更を行って元の状態に戻るのに2分を要している。

4) その後、現存の沸騰水型商用炉は全て直接サイクル強制再循環方式であり、前述した制御方式を用いてきたが、上述した負荷追従性能で運転する実機プラントはない。この主な理由は、イ) 現時点までの電力系統における原子力発電所の占有率が低く、高性能の負荷追従運転が、実際上要求されなかった事、ロ) 原子炉圧力の変動が炉容器、燃料棒、炉心構造物に与える影響が十分に解明されていない為、原子炉スクラム制限値内とは云え、不必要な変動の原因となる運転形態を避けてきた事、ハ) 再循環流量による出力変更を行う上述の制御方式の場合、燃料燃焼の最適化から制御棒パターンの制約があり、1つのパターンでは変更時の出力の25～15%の出力変更が可能であるにすぎず、制御棒操作を出力変更自動制御系に組み入れる必要がある事、等である。この為、プラントの構成の形式はそのまま、よりよい負荷追従性能を持つよう制御方式の改良研究が進められているのが現状である。

原子炉プラント計算機制御の現状

沸騰水型原子炉プラントのように、多変数で大規模なシステムの管理、運転を行う場合には、本論で用いている狭義の「自動制御」の意味に限らず、広義の「制御」の意味から多くの機能が必要になる。例えばデータ処理、アラーム表示、アラーム分析、原子炉炉心性能計算、破損燃料検出及び推定、燃料交換計画、プラント異常診断、プラント構成機器の経時診断、等であり、これらの機能と本来の起動、停止、プラント自動制御、等を集中或いは分散の形で施設された計算機システムに行わせる事が、経済上、安全上、必然的な方向であると考えられてきた。(文献3)。この分野における我が国の研究開発は、1964年頃に開始され、1966年に研究用小型原子炉T.T.R (Toshiba Training and Research Reactor) に於いて炉心部の最短時間起動を含む計

算機制御が実験された(文献25)のを初めとして、1967年にHTR(Hitachi Testing Reactor), JRR-1(Japan Research Reactor No 1)で自動起動の実験(文献26, 27)があり、1968年にJMTR(Japan Material Test Reactor)のデータ処理装置の実用(文献28, 29, 30)が開始され、1969年にJFER(Japan Fast Experimental Reactor)の設計に際して、データ処理から直接制御に至る機能を持つ計算機制御システムが概念設計(文献31)されたが、当時の計算機システムの信頼性、経済性、原子炉安全審査の考え方によって実現に至らなかった。その後、計算機システムを利用する事による制御性の向上や、安全性の向上を計る方法論の研究と原子炉プラントのハードウェアシステムとしての信頼性、安全性、経済性の向上を計る研究が進められてきた。

しかし、我が国においては、現在に至るまで、計算機によって直接制御化された商業発電原子炉は一基も建設されていないばかりでなく計画すら立てられていないのが現状である。

この原因は、イ) 1960年代後半から1970年代前半にわたって、計算機システムの価格が高く、原子炉プラント建設費に占める割合が高かったので、経済性の観点から計算機を利用することの正当性を十分に理由づけできなかったこと。

ロ) 計算機システムの信頼性と原子炉プラント安全性の考え方において、1970年当初、計算機システムの信頼性が、かなり低いものであったこと。

ハ) 原子炉安全審査の考え方や原子炉の建設、運転の許可機関の考え方が、原子炉プラントの計算機制御に対する社会的な拒絶反応を重視したこと。

ニ) 多変数制御理論や最適制御理論そのものが研究、開発の途上にあって、理論と実際の間には大きなギャップが存在し、理論の適用性が十分に解明されておらず、計算機システムの導入による性能の向上が正確に評価されなかったこと。等の原因が考えられる。これらの問題点のうち、イ)の経済性、ロ)の信頼性については計算機技術の進展と共に改善され、最近になって、原子炉プラントの計算機制御実現の可能性が増大してきている。

2.2 問題点の考察と改良の課題

従来の制御方式についての考察

1) 実用されている制御方式で最も新しいものは再循環流量操作による出力制御方式と蒸気加減弁操作による蒸気圧力制御方式を負荷要求信号の大きさと形態に応じて併用する制御方式であり、制御性能は定格出力の100%から約65%の範囲で毎分20~30%の変化速度、10%のステップ状変化に限って、約15秒で追従するものが最高と考えられる。この時、他のプラント諸量の変化は現在の原子炉スクラム条件内であるものの、原子炉圧力はピーク値において定常時の約3%の変化をし、定常に回復するのに約2分以上を要している。このような負荷追従運転を常時用いる事は望ましい事でない。すなわち、この制御方式は出力変更制御系の目標と蒸気圧力制御系の目標を同じ重要度で追求した制御方式でなく、既存の制御方式を用いて負荷追従速度だけを得ようとして改良した制御方式であると考えられる。

2) 同時にこの事は、従来の制御方式が一つのプラントを部分的な制御目標に従って部分的に制御する概念、いわゆるサブループ制御の概念で考案された制御方式を基盤としている為に、プ

ラント全体に影響を及ぼす制御目標に対して相互の制御系の干渉を考慮し得ない欠点を有している事を示している。すなわち、出力制御系を除いて蒸気圧力制御系、水位制御系の基本の制御概念は従来の火力発電プラントのものであり、それぞれが1入力、1出力のフィードバック制御系の概念から出発したものであるために出力制御系の考え方も再循環流量操作のみで行う方式が初期に採用され定着したものと考えられる。この為、プラントのそれぞれの部分に、それぞれの部分で生じた外乱が他の部分へ伝播してゆく応答速度より速い応答速度をもつフィードバック機構をつけて処理をしようという古典的な制御概念に矛盾して、プラント全体で速い応答速度を得たいとする負荷追従制御目標をも、この制御方式で解決しようとしている点で困難があったと考えられる。

3) すなわち、従来の制御方式は一入力一出力のP, I, D補償法によるフィードバック制御方式を基礎的な考え方とし、いわゆる古典制御理論を適用して設計したり、或いは島根原子力発電所に於いてなされた(文献18)ように、極値探索法を用いて計算機シミュレーションから設計されたものであり、3章1及び2節に述べるような、いわゆる現代制御理論による多変数制御方式ではない。従って、操作端は経験的に最も感度の強いと考えられるもの1つを選定している。又、設計にあたっての制御性の評価は、個々の制御系において経験的な方法、或いは、ステップ外乱に対する主要プロセス量(例えば原子炉圧力容器内圧力など)の第一のオーバーシュートに対する第二のオーバーシュートの比が1/4以下となる事をもって行われており、プラント全体の特性を合理的に評価して設計されたものではない。

4) このため、制御系統の構成もP, I, D補償要素を持つ一入力一出力のアナログ制御装置を基本とし、これに、操作機器の非線形性を補償する回路や、操作の速度及び頻度を制限する回路を加えたものであり、いわゆる計算機制御構成ではない。なお、制御系統の事故、例えば信号線の断線や、誤動作に対する処置については、系統の信号線の重複が考慮されている例(文献24)があるものの、重複の中に他の機能を加えて重複する事の経済性を考慮したり、計算を伴う推定や同定、認識の論理判断の機能を持つものはない。

改良の課題

1) 従来の制御方式を改良するにあたって、基本的な前提条件は従来の原子炉プラント運転に課せられていたプロセス変量の制限条件、プラント構成機器或いは操作機器の制約条件であり、これを逸脱することなく制御性の改善を計らなければならない。従来の直接サイクル強制循環方式沸騰水型原子炉プラントの制限、制約条件の一例としてJPDRの場合を表2.2.1に示している。制約条件の場合は、制御系設計の最終段階で行う検討のためのシミュレーション実験で実プラントと同じく制約条件を課して確認しうるが、事前に大きさを予測できない外乱と制限条件の関係は予測できぬものであり、外乱によってプラントに生じる動揺をできるだけ小さくすると共に、安定に制御する定常制御性能の観点で改善が進められるべきである。沸騰水型原子炉プラントの設計余裕や構成機器の物理、工学的な性質から定められた制限条件と、従来の運転で得られた経験や動特性解析から判断して、(表2.2.1)に示される制限条件の中で制御性能と比較的に大きな関連を持つと考えられてきたものは、原子炉反応度、原子炉出力、原子炉圧力の3点である。原子炉反応度の制限は原子炉核特性の観点から設定されたものであって、通常原子炉出

力の対数の変化率の逆数の時間, reactor period (原子炉ペリオドと呼ぶ) で与えられ, 炉心の反応度帰還の小さい低出力状態における起動や運転でペリオド一定の制御を行う事, 出力領域に於いても, 出力の急激な変化が炉心に与える核的及び熱的效果を安全性上小さく抑えておく事, を目的としている。

通常この制限値10秒は誤操作や急激な反応度外乱に対する安全保護動作の為に設けられたものであり, 定常制御の観点からは, 反応度変化を生じるボイドや温度の変化をできるだけ小さくする事が求められるが, 原子炉圧力の制限条件がすでにこれを満たすように設定されていること, また操作機器の観点からは制御棒操作速度, 再循環流量変更速度の制約条件がこれを満たしている事, から制御方式変更にあたって特に問題とならない。他方, 原子炉出力, 原子炉圧力の制限値は最大変化量で与えられており, 制御特性と大きな関連を持っている。反応度外乱が入った場合に, 制御操作端に直接, 反応度を操作する制御棒を考えた場合でも, その操作速度が制約されている為, 原子炉出力は他のプロセス量に比較して大きなピーク値をもつので, この制限値は制御性の改良にあたって常に考慮されねばならない。原子炉圧力の制限値についても同様の事が云えるが, 定格値と制限値の巾が小さい上に, 2章1節に述べたように, 原子炉圧力変化の炉圧力容器や炉心構造物に対する影響が十分に把握されていない事もあって, 特に原子力圧力については制限条件を厳しく考慮し, スクラムに至らないばかりではなくアラーム状態も避けるべきであると考えられている。ここに, 制御性の改善にあたっては, 定常制御においても, 又, 負荷追従制御においても原子炉出力, 原子炉圧力(蒸気圧力)の制御性の改善が一つの大きな課題である。

2) 負荷変動のパターンは時間の単位に注目すると, イ) 冬期, 夏期の変動, ロ) 昼夜の変動, ハ) 1時間に10～20サイクル程度の日常の平均負荷変動, ニ) 非常に速い高周波の変動, ホ) 系統の故障や事故などによる不測の出力変化などがある。

従来, 原子力発電所が基底負荷用に考えられていた当時は, 炉心の燃料管理サイクル終期に望ましい熱焼状態を得られるような出力分布制御, 燃料交換計画, 負荷率を前提として, 火力, 水力混合系による電力系統における負荷配分が考えられてきた。原子炉プラントの負荷追従運転を考える場合でも, 上記したイ)についてはプラントの運転制御の範囲よりもむしろ系統運用の面で考えられるべきであるのに対して, ロ), イ)については原子炉プラントにおいても大巾な負荷追従性が要求されるものである。(ニ)については, 出力変動値にすると定格出力の±1%以下のもので, 通常ガバナフリーと呼ばれる部分的なガバナー制御で行えるものであり, プラントの制御対象からはずして考えられる。又, ホ)については, 予測されない形のものであり, これを満たすためにはできる限り大巾で速い負荷追従性を持つ事が望ましい。従って, ここでは, 制御性改善の課題として, 追従すべき負荷変動の形態をa) 昼夜の変動, b) 1時間に10～20サイクル程度の日常の平均負荷変動, c) 事故, 系統故障などによる負荷変動を考える。

昼夜の変動は「12-3-6-3」サイクルの呼称が米国で負荷変動の予測に適合する運転の標準パターンとして用いられている。(文献32) これは定格の100%負荷で12時間運転後, 3時間で50%負荷までランプ状に減少, その後6時間50%負荷を保った後, 3時間で100%にランプ状で回復するといったパターンであり, 最高変化率は0.28%/分である。これは既にウェスチングハウス社のPWR型プラントでも達成されており, BWR型プラントの目標として「12-1-10-1」パターンが提唱されている。また, 日常の平均負荷曲線に描かれるランダムな変動は定

格出力の $\pm 5 \sim \pm 10 \%$ の変動が $10 \sim 20$ cycle/ 時間の周期で生じるものと考えられており、最高 3.3% /分の変化率が必要である。事故系統故障の負荷変動の一例として $22,000$ MWe の系統に於ける 800 MWe の負荷遮断で約 5 秒後に 0.5 Hz の最大周波数低下を記録した後、 $10 \sim 15$ 秒で回復する実験例(文献 24)があり、将来原子力発電所の給電系統の占有率が増加した場合でも、これと同質の給電を行うには 10 秒以内の時定数をもつ負荷追従制御が必要であると述べている。この様な要求を満たす為には $\pm 10 \%$ / 15 秒以内の負荷追従性能が求められると考えられる。

3) 前章の考察に述べたように、従来の制御方式の設計は、いわゆる古典制御理論に基づいて設計されたものであった。この設計方法は周波数領域での解析や補償法が確立し(文献 33)、図やグラフの利用により、或いは最近では C.A.D (Computer Aided Design) と呼ばれるプログラムによる大型ディジタル計算機利用で、容易に制御系を設計しうるきわめて優れた方法であるが、いろいろな限界や、いくつかの問題点を持っている。すなわち、イ) この方法が適用しうるのは、対象が定常で、線形の近似が成立する場合である。この方法の発展、延長として記述関数法(文献 33)もあり、非線形対象も扱えるように考えられているものの、原子炉プラントのように、多変数で非線形な特性を持っている対象の大巾な出力変更時の解析や制御系設計は困難なものとなる。ロ) 原子炉プラントの部分的な解析や、部分的な制御目標の為の部分的な制御系の設計の場合は設計過程が平易であるものの、プラント全体を対象とする場合には解析や設計のケーススタディが増加して計算が莫大なものとなる。ハ) 設計にあたって制御性の良さを評価する基準が経験則に従っていて不明確である。ニ) 制御に用いるプロセス検出信号は、被制御量そのものを用いる場合が多く、かつフィードバック形式が多い為、他の情報が十分に利用されない。ホ) 操作端の数や、選定も経験的である。一方、制御理論の発展は、 1957 年にはダイナミックプログラミング、 1961 年には最大値原理が発表され、制御性について誤差二乗積分値、誤差二乗平均値の評価方法を可能にすると共に評価関数も広い範囲から数学的に組み立てて、その目的に従って解析的に解を得る一般的最適制御理論が確立されてきた。最適制御理論の応用と共に、状態をベクトル量で扱って処理する数学的方法是、従来の古典制御理論に比して大規模系と呼ばれる多変数の解析を容易に、かつ合理的にした。この為、原子炉プラント以外のセメントや鉄鋼のような生産プラントでは最適制御理論を適用した制御方式によって運転されている実用プラントがある。原子炉プラントにおいても、いわゆる現代制御理論の適用は、3 章 2 節に述べるように、古くから研究が進められ、部分的に一部実用化されてきており、原子炉プラントの定常制御方式、負荷追従制御方式の改良を進めるにあたっては、合理的評価に基づいた制御性能の改良が主要な課題となってきた。すなわち、a) 従来の 1 入力 1 出力のフィードバック機構とサブルーブ的概念に基づく「部分的な制御方式」から多変数制御方式概念の導入を計り、最適制御理論を適用して合理的で、かつ、精度良い制御性を得ること。b) 理論の適用にあたっては、設計や実運転上の 4 章 1 節に述べる様な未解決の実際的な問題点を解明し、従来の、いわゆる古典制御理論の適用による設計に比して簡明で具体的な設計法を開発すること。c) このような制御方式が必要とする制御系統機器としてディジタル計算機制御システムが前提となるが、これを原子炉プラント制御に対して採用する事を技術的に確証する事、などの課題が考えられる。

本研究は以上の課題の解決を目的としたものであるが、第 3) c) 「計算機制御化の技術的確証を得る事」については緒言にも述べたように、沸騰水型原子炉プラントの一次系を模擬して製

作された大洗水ループ0号(OWL-0)の計算機制御化を行った事で目的を達したものと考え、以後、本論においては除外する。

表 2.2.1 JPDR に於ける運転上の制限, 制約条件

被制御変数	プロセス変量の制限条件
原子炉反応度(炉周期)	・ 10秒でスクラム
原子炉出力	・ 圧力が $35.1 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ 以上の場合 出力(MWt) $\leq 18.5 + 0.465 \times \text{圧力} (\text{kg/cm}^2)$
主蒸気流量	・ 最小流量 105.9 kg/hr
給水流量	・ 最大 88.21 T/hr 最小 10 T/hr
原子炉圧力	・ アラーム 65.0 , スクラム $65.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$
原子炉水位	・ 実効炉心先端から 190 cm 及び水位計で -48 cm 以上 $+40 \text{ cm}$ 以下
タービン入口圧力	・ 定格の 110% 瞬時値は 120% (但し 12ヶ月で12時間以内)
タービン抽気流量	・ 340 kg/hr , 近辺(現在一定)
再循環流量	・ $28 \text{ m}^3/\text{min}$ 以下 (JPDR II)

操作変数, その他	操作機器, その他の制約条件
制御棒	シム棒 76 cm/min , 制御棒パターン
主蒸気流路弁開度	10% 閉でアラーム, 50% 閉でスクラム, 最大 95% , 全閉 35 秒
給水流路弁	最大弁開度 94% , 最小制御流量 $1.76 \text{ m}^3/\text{hr}$
給水加熱器二次側弁	最大弁開度 95% , 最小制御流量 105.9 kg/hr
タービン入口弁	100% 開度 20 psi
タービンバイパス弁	100% 開度 27 psi
タービン抽気弁	定格時 14.5% 近辺(現在一定)
復水器圧力	復水器真空度 558.8 mmHg 以下
再循環ポンプ出口弁	弁開閉速度 $125 \text{ m}^3/\text{min}$ 1% 変化 -1.32 秒 (JPDR II)

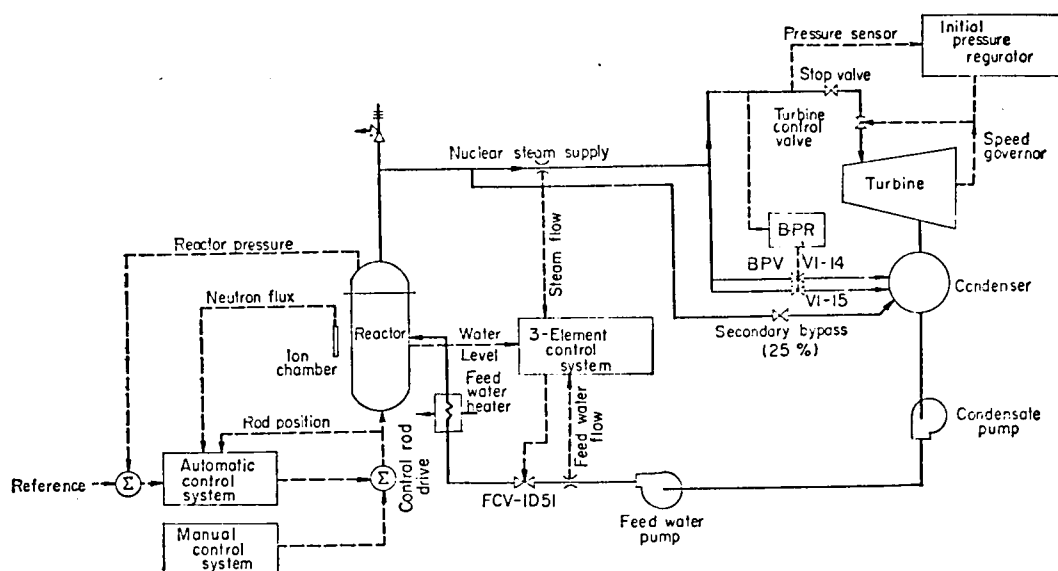


Fig. 2.1.1 Schematic Diagram of JPDR Plant Control System (Ref.13).

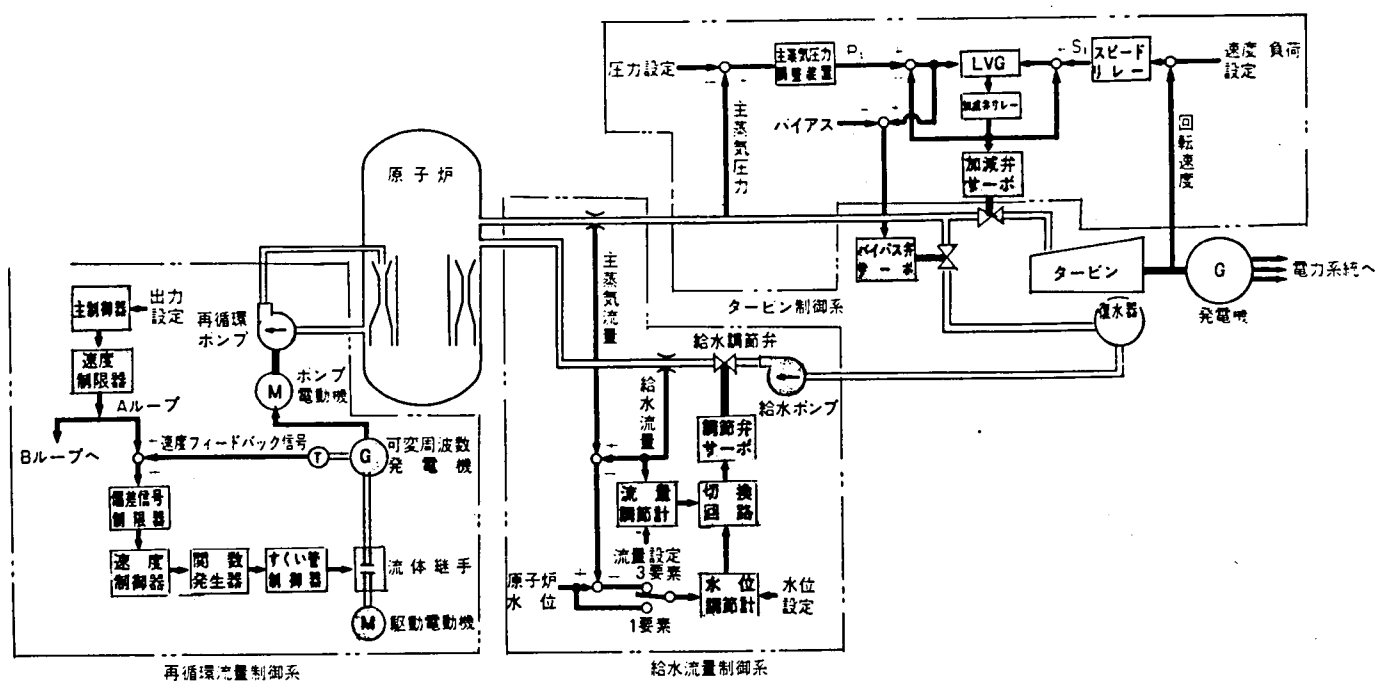


Fig. 2.1.2 Schematic Diagram of Shimane nuclear power plant control system (Ref.18).

3. 最適制御理論の適用と問題点

3.1 最適制御理論による設計法

動特性解析および安定条件の解析法

1) 確定論的に、集中系で、連続系として扱う場合

いま、原子炉プラントの動特性が、対象に関する完全な知識を仮定して、かつ集中系で確定論的に、 n 次元空間における n 個の状態変数で表現する状態ベクトル方程式

$$\dot{\mathbf{X}}(t) = \mathbf{f}[\mathbf{X}(t), \mathbf{u}(t), t] \quad (3-1)$$

で得られたとする。ここで、 $\mathbf{X}(t)$ は状態ベクトル、 $\mathbf{u}(t)$ は制御ベクトル、 \mathbf{f} をシステム関数とする。

この式を非線形のまま解析する場合は、直接、解析解を得る事は困難であるので、大型の計算機を用いて、時間領域解を計算し、その解から実対象の動特性を推定する事になる。可制御の条件、安定条件についての定理は得られているものの(文献34, 36)、解析的に解いて、必要条件を求める方法は、(3-1)式の2, 3の特別なパターンに対して得られているにすぎず、原子炉プラントを表現するような複雑なシステムに対しては得られていない。

線形近似を行い、線形範囲で解析する場合は、上式の線形化を行い、制御系の設計、解析を想定し、状態の変化が出力の変化となって反映されるといった概念に基づいて出力方程式を定義し、(3-1)式を

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{u}(t) \quad (3-2)$$

$$\mathbf{y}(t) = \mathbf{C}\mathbf{x}(t) + \mathbf{D}\mathbf{u}(t) \quad (3-3)$$

と表わす。ここで \mathbf{y} は出力ベクトル、 \mathbf{C} は出力係数マトリックス、 \mathbf{D} は出力制御係数マトリックスである。

これらの式は初期条件 $\mathbf{x}(0) = \mathbf{x}_0$ のもとに、ラプラス変換を用いて以下の時間領域で表わされるインパルス応答、及び伝達関数が求まる。

$$\mathbf{x}(t) = e^{\mathbf{A}t} \mathbf{x}_0 + \int_0^t e^{\mathbf{A}(t-\tau)} \mathbf{B}\mathbf{u}(\tau) d\tau \quad t \geq 0 \quad (3-4)$$

$$\mathbf{y}(t) = \mathbf{C}e^{\mathbf{A}t} \mathbf{x}_0 + \int_0^t \mathbf{H}(t-\tau) \mathbf{u}(\tau) d\tau \quad t \geq 0 \quad (3-5)$$

$$\mathbf{H}(s) = \mathbf{C}[\mathbf{sI} - \mathbf{A}]^{-1} \mathbf{B} + \mathbf{D} \quad (3-6)$$

2) また、(3-2)、(3-3)式で表わされるシステムが可制御、可観測である事の必要十分条件式として

$$\mathbf{Q}_n \triangleq [\mathbf{B}, \mathbf{AB}, \dots, \mathbf{A}^{(n-1)}\mathbf{B}] \quad (3-7)$$

$$\mathbf{R}_h^T \triangleq \{ \mathbf{C}^T, \mathbf{A}^T \mathbf{C}^T, \dots, (\mathbf{A}^{(n-1)})^T \mathbf{C}^T \} \quad (3-8)$$

と定義したとき,

$$\text{rank } \mathbf{Q}_n = n \quad (3-9)$$

$$\text{rank } \mathbf{R}_n = n \quad (3-10)$$

と表わせ, これを解析的に求める事ができる。

3) 更に, (3-2), (3-3) 式で表わされるシステムの安定条件として, リアプノフの第2定理 (文献36) から, リアプノフ関数 $\mathbf{V}(\mathbf{x})$; $\mathbf{V}(\mathbf{x}) = \mathbf{x}^T \mathbf{M} \mathbf{x}$ を考え,

$$\dot{\mathbf{V}}(\mathbf{x}) = \mathbf{x}^T (\mathbf{A}^T \mathbf{M} + \mathbf{M} \mathbf{A}) \mathbf{x} = -\mathbf{x}^T \mathbf{N} \mathbf{x} \quad (3-11)$$

と定義して

$$\mathbf{N} = -(\mathbf{A}^T \mathbf{M} + \mathbf{M} \mathbf{A}) \quad (3-12)$$

とおくことができる。このとき,

シルベスタ不等式を満足する任意の対称行列 \mathbf{N} を指定し, \mathbf{N} とシステムの行列 \mathbf{A} から (3-12) 式を用いて \mathbf{M} を決定する。 \mathbf{M} がシルベスタ不等式を満足する場合には, このシステムが原点に対して漸近的安定であることを用いて安定性とその条件を解析的に求めることができる。なお, 以上の方法は離散系の場合にも, 連続系の場合と同様に成立し, 解析する事ができる。

制御系の設計, 解析法

1) システム方程式が (3-1) 式で与えられた場合, このシステムを t_0 の初期状態から t_f の最終状態へ移動するものとし, $t = t_f$ における終端条件を

$$h_i[\mathbf{x}(t_f), t_f] = 0 \quad (i = 1, 2, \dots, m \leq n) \quad (3-13)$$

で与えられるとすると, この時, 評価関数 PI が

$$PI = \int_{t_0}^{t_f} L(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) dt + S[\mathbf{x}(t_f), t_f] \quad (3-14)$$

を最小にする制御, 及び最適なトラジェクトリは, Pontryagin の H 関数を用いて開ループ制御として次の手順で解を求める事ができる。(文献35, 37, 38)

i) Pontryagin の H 関数を作成する。

$$H(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \boldsymbol{\lambda}, t) = \boldsymbol{\lambda}^T \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) + L(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) \quad (3-15)$$

ii) H 関数を最小にするべく \mathbf{u} について解く。

$$\frac{\partial H(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \boldsymbol{\lambda}, t)}{\partial \mathbf{u}} = \frac{\partial}{\partial \mathbf{u}} [\mathbf{L}(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) \pm \boldsymbol{\lambda}^T \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t)] = 0 \quad (3-16)$$

から, $\mathbf{u}^\circ = \mathbf{u}^\circ(\mathbf{x}, \boldsymbol{\lambda}, t)$ を求める。 (3-17)

iii) (3-17) 式の \mathbf{u}° を (3-15) 式に代入し H° を求める。

$$H^\circ(\mathbf{x}, \boldsymbol{\lambda}, t) = H[\mathbf{x}, \mathbf{u}^\circ(\mathbf{x}, \boldsymbol{\lambda}, t), \boldsymbol{\lambda}, t] \quad (3-18)$$

$$\text{iv)} \quad \dot{\mathbf{x}} = \frac{\partial H^0(\mathbf{x}, \lambda, t)}{\partial \lambda}, \quad \dot{\lambda} = -\frac{\partial H^0(\mathbf{x}, \lambda, t)}{\partial \mathbf{x}} \quad (3-19)$$

を以下の端点条件で解く。

$$\frac{\partial L'(\mathbf{x}, \dot{\mathbf{x}}, \mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}}, t)}{\partial \mathbf{x}} = \frac{\partial S(\mathbf{x}, t)}{\partial \mathbf{x}} - \lambda \quad (3-20)$$

$$\left[\frac{\partial S(\mathbf{x}, t)}{\partial \mathbf{x}} - \lambda \right]^T d\mathbf{x} \Big|_{T_f} + \left[H^0(\mathbf{x}, \lambda, t) + \frac{\partial S(\mathbf{x}, t)}{\partial t} \right] dt \Big|_{T_f} = 0 \quad (3-21)$$

ただし,

$$\begin{aligned} L'(\mathbf{x}, \dot{\mathbf{x}}, \mathbf{u}, \dot{\mathbf{u}}, t) = & L(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) + \left[\frac{\partial S(\mathbf{x}, t)}{\partial \mathbf{x}} \right]^T \dot{\mathbf{x}} \\ & + \frac{\partial S(\mathbf{x}, t)}{\partial t} + \lambda^T f(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) - \lambda^T \dot{\mathbf{x}} \end{aligned} \quad (3-22)$$

この方法で得られる最適制御則は開ループ制御則であり、初期状態が決まると最終状態に至るまで $\mathbf{u}(t)$ が決定されるが、系に対する外乱、 t_0 から t_f 間での状態の外的変位に無防備である。

2) ここに、現在の状態に応じた制御則 $\mathbf{u}(t)$ を用いるフィードバック形式で上記理論の適用を計ることが望ましく、Hamilton-Jacobi 法を用いて、閉ループ最適制御として次の手順で解を求める事ができる。(文献 35, 37, 38)

i) Pontryagin H 関数として ∇V を用いて

$$H(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \nabla V, t) = \nabla V^T f(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) + L(\mathbf{x}, \mathbf{u}, t) \quad (3-23)$$

が導かれる。

ii) $\mathbf{u} \in U$ について $H(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \nabla V, t)$ の最小化

$$\frac{\partial H(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \nabla V, t)}{\partial \mathbf{u}} = 0 \quad (3-24)$$

$$\text{を行ない,} \quad \mathbf{u}^0 = \mathbf{u}^0(\mathbf{x}, \nabla V, t) \quad (3-25)$$

を得る。

iii) \mathbf{u}^0 を (3-23) の H 関数に代入し H^0 を求める。

$$H^0(\mathbf{x}, \nabla V, t) = H(\mathbf{x}, \mathbf{u}^0(\mathbf{x}, \nabla V, t), \nabla V, t) \quad (3-26)$$

iv) Hamilton-Jacobi 式

$$H^0(\mathbf{x}, \nabla V, t) + \frac{\partial V}{\partial t} = 0 \quad (3-27)$$

を境界条件を用いて解き $V(\mathbf{x}, t) = \min \left\{ \int_{t_0}^{t_f} L(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \tau) d\tau \right\}$ を得る。

(3-27) 式は 1) に於けると同様に、 $2n$ 個の以下の式を $2n$ 個の境界条件のもとで解く。

$$\dot{\mathbf{x}} = \frac{\partial H^0(\mathbf{x}, \lambda, t)}{\partial \lambda}, \quad \dot{\lambda} = -\frac{\partial H^0(\mathbf{x}, \lambda, t)}{\partial \mathbf{x}} \quad (3-28)$$

V) この結果を (3-27) 式, (3-25) 式に代入して最適制御則を得る。ここで, (3-19), (3-28) 式は $2n$ 個の境界条件のもとに, $2n$ 個の微分方程式を解く問題となるが, 通常の制御目標の設定では, 境界条件が終端と始端に分布し, 2点境界値問題となる。この為, 特に, 対象のシステムが非線形式で表わされる場合, これらの式の解析解や数値解が得られた例は少なく, わずかに小数変数の場合であって, 後記するように, 原子炉制御問題においては, ゼノン毒作用に関する最適炉停止問題 ($2n = 4$ 変数), 原子炉炉心部出力変更問題 (核特性の場合で $2n = 4$ 変数), などである。(文献 2, 39)

3) (3-23) ~ (3-28) 式に於いて対象のシステム方程式を線形, 或いは線形時変係数で近似して与えた場合, 評価関数が 2 次形式でレギュレータ型の問題の場合, (3-28) 式は最終的にリカッチ型の微分方程式を解く問題となる。(文献 37, 38, 40)

システムと評価関数が

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}(t)\mathbf{x} + \mathbf{B}(t)\mathbf{u}, \quad \mathbf{x}(t_0) = \mathbf{x}_0 \quad (3-29)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{J} = & \frac{1}{2} \mathbf{x}^T(t_f) \mathbf{S} \mathbf{x}(t_f) \\ & + \frac{1}{2} \int_{t_0}^{t_f} [\mathbf{x}^T \mathbf{Q}(t) \mathbf{x} + \mathbf{u}^T \mathbf{R}(t) \mathbf{u}] dt \end{aligned} \quad (3-30)$$

但し, $\mathbf{Q}(t)$ は対称で非負定, $\mathbf{R}(t)$ は対称で正定
で与えられているとき (3-27) 式で

$$\mathbf{V}(\mathbf{x}, t) = \mathbf{x}^T \mathbf{P}(t) \mathbf{x} \quad (3-31)$$

と仮定する事ができるので (3-27) 式は

$$\dot{\mathbf{P}}(t) + \mathbf{Q}(t) - \mathbf{P}(t) \mathbf{B}(t) \mathbf{R}^{-1}(t) \mathbf{B}^T(t) \mathbf{P}(t) + \mathbf{P}(t) \mathbf{A}(t) + \mathbf{A}^T(t) \mathbf{P}(t) = 0$$

$$\text{及び, } \mathbf{P}(t_f) = \mathbf{S} \quad (3-32)$$

となり, これを解いて $\mathbf{P}(t)$ が求まると (3-25) 式から

$$\mathbf{u}^0(\mathbf{x}, t) = -\mathbf{K}^T(t) \mathbf{x} \quad (3-33)$$

$$\mathbf{K}(t) = \mathbf{P}(t) \mathbf{B}(t) \mathbf{R}^{-1}(t) \quad (3-34)$$

として最適フィードバックゲインが求まる。更に上式はシステム方程式の係数 \mathbf{A} , \mathbf{B} が時間不変であり, 評価関数の重み係数 \mathbf{Q} , \mathbf{P} が定係数であり, 制御時間が無限 ($T = \infty$) とみなせる場合には,

$$\mathbf{U}^0(\mathbf{x}) = -\mathbf{K}^T \mathbf{x} \quad (3-35)$$

$$\mathbf{K} = \mathbf{P}_0 \mathbf{B} \mathbf{R}^{-1}, \quad \mathbf{P}_0 = \lim_{T \rightarrow \infty} \mathbf{P}(t) \quad (3-36)$$

となり、定ゲインフィードバック制御則が計算できる。

4) 以上に述べてきた設計、解析法は全て連続系で示してきたが、離散値系においても同様に用いる事が可能である。一例として第3)項の方法は、離散値系の場合以下のように、変換されている。すなわち、システムの状態方程式が

$$\begin{aligned} \mathbf{X}_{k+1} &= \Phi \mathbf{X}_k + \Gamma \mathbf{U}_k + \mathbf{W}_k \\ \mathbf{Z}_{k+1} &= \mathbf{H} \mathbf{X}_k \end{aligned} \quad (3-37)$$

で与えられたとする。ここで Φ は遷移マトリックス、 Γ は制御マトリックス、 \mathbf{H} は出力マトリックスである。このとき、評価関数

$$\mathbf{J}_I = E \left[\sum_{s=1}^I \{ \mathbf{X}_s^T \mathbf{Q}(s) \mathbf{X}_s + \mathbf{U}_{s-1}^T \mathbf{R}(s) \mathbf{U}_{s-1} \} \right] \quad (3-38)$$

を最小にする、いわゆる線形二次形式最適レギュレータの制御則は、

$$\mathbf{Y}_{I-i} = \mathbf{K}_i \mathbf{X}_{I-i} \quad (3-39)$$

$$\mathbf{K}_i = -(\mathbf{R} + \Gamma^T \mathbf{P}_{i-1} \Gamma)^{-1} \Gamma^T \mathbf{P}_{i-1} \Phi \quad (3-40)$$

であり、 \mathbf{P} は

$$\mathbf{M}_i = \mathbf{P}_{i-1} - \mathbf{P}_{i-1} \Gamma (\mathbf{R} + \Gamma^T \mathbf{P}_{i-1} \Gamma)^{-1} \Gamma^T \mathbf{P}_{i-1} \quad (3-41)$$

$$\mathbf{P}_i = \Phi^T \mathbf{M}_i \Phi + \mathbf{Q} \quad (3-42)$$

から、くり返し計算で求められる。

なお、この結論は(3-29)～(3-34)式を離散値系に拡張して求められると同時に、ベルマンの最適性の原理(文献35)からも導かれるものである。

5) 一方3)項の解(3-33)～(3-36)式は、初期状態の問題として解かれている為、現実のシステムに於けるステップ状、或いは、ランプ状の外乱に対して、元の定常状態に復帰せず、定常偏差を残すという問題がある。この問題に対して B.O. Anderson 等は改良型最適線形レギュレータを提案している。(文献41)、すなわち、継続する外乱に対して継続した制御出力がある事を前提に、評価関数内に制御出力の微分項を考慮して、(3-29)、(3-30)の代わりに二次形式評価関数を持つ次の最適線形レギュレータ問題を設定する。

システムと評価関数が

$$\dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A}(t) \mathbf{X} + \mathbf{B}(t) \mathbf{U}, \quad \mathbf{X}(t_0) = \mathbf{X}_0 \quad (3-43)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{J} &= \frac{1}{2} \mathbf{X}^T(t_f) \mathbf{S} \mathbf{X}(t_f) \\ &+ \frac{1}{2} \int_{t_0}^{t_f} \{ \mathbf{X}^T \mathbf{Q}(t) \mathbf{X} + \mathbf{U}^T \mathbf{P} \mathbf{U} + \dot{\mathbf{U}}^T \mathbf{T} \dot{\mathbf{U}} \} dt \end{aligned} \quad (3-44)$$

で与えられるとする。このとき $\mathbf{X}_1 = [\mathbf{X}, \mathbf{U}]^T$, $\mathbf{U}_1 = \dot{\mathbf{U}}$, $\mathbf{A}_1 = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix}$, $\mathbf{B}_1 = [\mathbf{0}, \mathbf{I}]^T$, $\mathbf{P}_1 = \mathbf{T}$, $\mathbf{Q}_1 = \begin{bmatrix} \mathbf{Q} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix}$ の変換を行うと、

$$\dot{\mathbf{X}}_1 = \mathbf{A}_1 \mathbf{X}_1 + \mathbf{B}_1 \mathbf{U}_1 \quad \mathbf{X}_1(t_0) = \mathbf{X}_{10} \quad (3-45)$$

$$J = \int_{t_0}^{\infty} (\mathbf{X}_1^T \mathbf{Q} \mathbf{X}_1 + \mathbf{U}_1^T \mathbf{P}_1 \mathbf{U}_1) dt \quad (3-46)$$

になり、(3-27)式で(3-31)式と同様に

$$\mathbf{V}(\mathbf{X}_1, t) = \mathbf{X}_1^T \bar{\mathbf{R}}(t) \mathbf{X} \quad (3-47)$$

と仮定して

$$\begin{aligned} \dot{\bar{\mathbf{R}}}(t) + \mathbf{Q}_1(t) - \bar{\mathbf{R}}(t) \mathbf{B}_1(t) \mathbf{P}_1^{-1}(t) \mathbf{B}_1^T(t) \bar{\mathbf{R}}(t) + \bar{\mathbf{R}}(t) \mathbf{A}_1(t) \\ + \mathbf{A}_1^T(t) \bar{\mathbf{R}}(t) = 0 \quad \text{及び} \quad \bar{\mathbf{R}}(tf) = \mathbf{S} \end{aligned} \quad (3-48)$$

となり、これを解いて(3-35)、(3-36)式と同様に

$$\mathbf{U}_1 = -\mathbf{P}_1^{-1} \mathbf{B}_1^T \bar{\mathbf{R}} \mathbf{X}_1 \quad (3-49)$$

が求まる。いま、 $\bar{\mathbf{R}} = \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{R}}_{11} & \bar{\mathbf{R}}_{21}^T \\ \bar{\mathbf{R}}_{21} & \bar{\mathbf{R}}_{22} \end{bmatrix}$ とすると、上記変換から

$$\dot{\mathbf{U}} = -\mathbf{T}^{-1} \bar{\mathbf{R}}_{21} \mathbf{X} - \mathbf{T}^{-1} \bar{\mathbf{R}}_{22} \mathbf{U} \quad (3-50)$$

$$\dot{\mathbf{U}} = \mathbf{k}_1^T \mathbf{X} + \mathbf{k}_2^T \mathbf{U} \quad \dot{\mathbf{U}}(t_0) = \mathbf{U}(t) \quad (3-51)$$

の形で表わしうる。

一方、(3-43)式から

$$\mathbf{U} = (\mathbf{B}^T \mathbf{B})^{-1} \mathbf{B}^T (\dot{\mathbf{X}} - \mathbf{A} \mathbf{X}) \quad (3-52)$$

であるから、 $\mathbf{k}_3^T = \mathbf{k}_2^T (\mathbf{B}^T \mathbf{B})^{-1} \mathbf{B}^T$ 、 $\mathbf{k}_4^T = \mathbf{k}_1^T - \mathbf{k}_3^T \mathbf{A}$ とすると、

$$\dot{\mathbf{U}} = \mathbf{k}_3^T \dot{\mathbf{X}} + \mathbf{k}_4^T \mathbf{X} \quad (3-53)$$

と表わしうる。この両辺を積分して

$$\mathbf{U}(t) = \mathbf{k}_3^T \mathbf{X}(t) + \int_{t_0}^t \mathbf{k}_4^T \mathbf{X}(\tau) d\tau + \mathbf{U}(t_0) - \mathbf{k}_3^T \mathbf{X}(t_0) \quad (3-54)$$

が求まり、従来のレギュレータに対して積分要素をもつ最適レギュレータが提案されている。

6) 以上が解析的な方法であるのに比して、より直接的な最適制御問題の解法、制御系の設計法として、本来静的な最適化問題の数値解法である数値計画法を時間関数を含む空間に拡張して近似的に解く事が可能である。

これらの方法は、Kuhn-Tucker の最適条件 (文献 42) を出発点として線形、非線形計画法など多くの手法があり、これを用いて原子炉プラント制御問題に適用するには、大きく分けて以下に示す 2 通りの方法がある。

1) アナログ、ディジタル或いはハイブリッド計算機を用いて任意の外乱、任意の目標設定などを行って対象の時間出力解を求め、あらかじめ定義した評価関数値を計算し、過去の試行例で得られた評価関数値と比較する。この結果を反映してそれぞれの最適化手法の移動修正法則に従って新しい制御則、或いはパラメータに修正することを繰り返し、評価関数の極値を探

索する方法である。この手法は、評価関数の形態、モデル数式の形態に対応して多くの種類があるが、いずれも解の一意性は証明され難い。

ii) 他の方法は、最適制御理論の求解過程で2点境界値問題となる(3-28)式の解法として、未来の初期値ベクトル x_0 、 λ_0 を仮定して設定し、(3-28)式を時間と順方向で計算し、終端条件が設定値に近接するよう初期値ベクトル x_0 、 λ_0 を修正してくり返し計算を行い、近似的に解析解を求める方法である。(文献43, 44) くり返し計算は、高速くり返し形アナログ計算機を用い、境界条件の探索は直接的に行う以外に、不変埋め込み法(Invariant Imbedding)、準線形化法(Quasi-linearization)や、レギュレータ型の場合にはNewton-Raphson Riccati Transform 法(文献45)を用いてディジタル計算機でくり返し計算を行う等、種々の方法が研究されているが原子炉プラント制御問題に適用された例はない。

7) 以上の最適制御理論の適用は設計解析を前提としたものであり、確定論的モデルから出発したものであったが、実対象への適用を考えた場合、実対象では全ての状態変数が測定できない場合が多い上に、実対象からの測定信号は雑音の加わったものである。これらの状態を考慮して最適制御理論を拡充するものとして、いわゆるLQG問題(Linear Quadratic Gaussian Problem)と呼ばれるものがある。前者の問題はLuenbergerによって「 n 次元の線形システムで m 個の出力が独立に測定できるとき $n-m$ 次元の線形時変の観測器を用いて n 個全ての状態変数を測定する事が可能である」事が証明され、観測器の設計方法が確立された(文献46)後、後者の問題を考慮してKalman-Bucyが最適推定器(文献47, 48)を提案した。その後、M. Athanはこのような統計学的な扱いによる実対象の出力変数体系(雑音を確率論で扱ってモデル化する体系)と前項までに述べた確定論モデルに対する最適制御理論の適用体系を線形系の範囲で理論的に接合した。(文献49) その後、この理論の実対象への適用の検討が種々の原子炉以外のプラントに対して試みられてきており現在も進展中であり、一部のプラント制御の分野では、適応制御方式の開発として研究が続けられている。

以上に述べた最適制御理論による方法は、理論とその適用方法が末だに開発研究の段階であり、原子炉プラント制御問題以外の分野への適用を考えた場合でも実用化された例は少ない。この原因は、これらの方法に共通して以下に示すような基本的な問題点がある為と考えられる。

i) 最適制御理論に基づく制御系はベクトル入出力を基本としており、i) それぞれの変数相互、或いは変数と定数項の演算が必要であること。ii) 開ループの制御則や閉ループの制御ゲイン定数など、予め計算された数値を用いる場合に記憶要素が必要であること。iii) 電子機器の重複を避ける上で計算機を用いた方が直接的に、又、保守、修繕等間接的にも経済的であること。などの理由から、対象のプラントが計算機制御形態を採用する事が望ましいが、現実のプラントで計算機制御形態のものが少ない。

ロ) 前述した最適制御理論は対象とするシステムの状態方程式が有限次元のかつ線形システムの場合に対して体系が確立されており、現実的に解を得る事ができるが、実際に対象とするシステムは非線形性を持ったもので、かつ大規模なものであり、通常、線形モデルの持つ特性とは異っている。最適性を追求するあまり、対象を線形システムで記述することによる誤差を生じてとも良いと考える事はできない。ここに最適制御理論適用の現時点での弱点がある。

最適制御理論そのものの研究の他に適用性を念頭に置いて非線形特性を持つ対象へ線形理論

を適用するにあたっての補償法、対象をモデル化する場合のモデル作成技術、実験的にモデルを得る同定手法、大規模モデルの合理的な簡略化方法、等の研究開発を必要としている。

ハ) 解析用モデルと実対象のある程度の特性の差を許容した場合でも、得られた制御則を実対象に適用するにあたって、上述した補償法の考え方以外に、現場での調整を容易に、かつ効果的に行える事を目的とした現場調整法の開発が遅れている事も、最適制御理論の適用を困難にしている問題点の1つである。

ニ) 最適制御理論の適用による設計からは、数学的に表現された単一の評価規準に対して、ゆいいつの解が求まるにすぎない。この事から i) 評価規準の作成にあたっての妥当性、合理性、ii) 得られた制御則に対して制御性の悪化のみならず安定性、安全性の余裕についての検討の必要性などの問題点がある。

なお、7) 項については、設計にあたって組みあげられた数学モデルの特性と実対象から Kalman-Bucy フィルタ等を経て得られた実対象の示す特性との不接合が問題点ロ) に相当して存在し、実対象の状態推定から最適制御則の決定に至る適用の可能性を阻んでいるのが現状であるが、将来、超高速の計算機システムが開発された時点で、出力変数の1 サンプル時間以内に状態推定と最適制御則の決定計算が可能になれば、対象の状態変化に対応して時々刻々最適な制御則を決定し実行する適応制御方式の可能性を有している。もっとも、前半部の状態推定については原子炉プラントの安全性を目的とした計測問題として Kalman-Bucy フィルタを適用した研究が多くなされており、実験における良好な結果が既に報告(文献50)されているので、これらの理論の適用については問題がないものと考え、以後、本論においては解決された前提条件とする。

3.2 原子炉プラント制御への適用の現状

我が国で代表的と考えられる商用の沸騰水型原子力発電プラント(BWR)のプラント制御方式は2章2節で述べたように、周波数領域の設計法、或いはシミュレーションスタディを主とする時間領域の設計法によるP.I.補償型サブループ制御方式を用いている。一方、本論文の目的と同じく「原子炉プラントの大巾な出力変更制御、及び定常制御性の改良」を目的として最適制御理論を適用しようとする試みや、その設計法についての研究は1970年代初期に於いて始められ、現在も進展中である。この分野の現在までに得られている主な研究成果は、その制御方式の形態によって、以下に示す4つのカテゴリーに分類して考察する事ができる。

1) 1970年代初期に於いて、Mohler, Shen がロケット用の原子炉出力制御に用いる目的で設計した制御方式(文献44, 51)で代表されるものであり、その制御系のブロック図は(図3.2.1)のように示される。原子炉中性子束と遅発中性子先行核濃度についての2次の集中定数系非線形モデルに対して最短時間、或いは制御量最小の評価関数で開ループ制御則(3-13)～(3-22)式と閉ループ制御則(3-23)～(3-28)式を解いたものである。この方法は最適制御理論を忠実に、解析的に適用したものであるが、原子炉プラントでは対象を3次以上の非線形方程式で表わす必要があり、中性子動特性の非線形性や、その他の非線形性の関連から(3-27), (3-28)式を解く事が困難となり成功した例はない。また、開ループ制御則 $u^0(t)$ を数値計画

法、或いはダイナミックプログラミングで解こうと試みた例もない。この方法においても、変数がきわめて莫大な数になる為である。

この様に、原子炉プラントの出力変更制御問題を直接的に追値形の最適問題に組み立ててその解を得る事は、殆んど不可能とみなされている。

2) 1970～1973年 OECD, Halden Project で行われた研究で代表される方法(文献4)はその構成を(図3.2.2)に示すように、あらかじめ対象を線形近似したモデルに(3-30)式型の評価関数をもつ最適線形レギュレータ問題として得られた制御則(3-39)式を用いる方法である。また、全状態変数の測定は実際上不可能である為、カルマンフィルタ(文献47, 48)を用いて、測定できない状態変数の最適推定を行っている。得られた結果は実際のプラントから測定した雑音を加えたアナログ計算機シミュレータのデジタル制御系として作成し、シミュレーション実験を行っており、イ)カルマンフィルタによる最適推定では良好な結果を得た。ロ)プロセス外乱に対しての定常制御性においては従来の制御方式に比して大きい制御性改善効果が得られた。ハ)設定値変更制御性においては、炉圧設定値変更の場合は大きな効果はなかったが、炉出力設定変更の場合は従来の方法が整定に250秒を要しているのに対して最適レギュレータを用いた方法は100秒に短縮された、等の結論が得られている。しかし、この場合の炉圧変化はピーク値が定常値の5%で100秒の整定時間を要しているので好ましくないほか、この研究では、シミュレーターとして線形モデルを用いており、設定値変更制御は負荷追従を目的としたものでなかった。また、ハルデン炉が間接サイクル方式でもある為、負荷追従制御問題の改良についてこれ以上の展開はみられなかった。

この種の方法を適用したその他の例としては、1973年にC. Karpetaらによってチェコスロバキア国のA-1炉を対象としたLQRの適用による定常制御方式の計算機シミュレーション実験結果(文献5, 73)や、佐藤による負荷追従制御則の開発を目的とした計算機シミュレーション実験(文献52)などが報告されている。特に後者の場合は、最適線形レギュレータ理論を対象の非線形性に適用する為の補償方法として、3章1節の5)項に述べた(3-43), (3-44)式に相当してドリフト項と称する仮想状態変数を導入して解決を計っている。

3) 以上の例が最適制御理論の解析的アプローチで制御則を求めているのに対して、S.I. Chang等の研究に代表される方法(文献53)は、3章1節の第6項に述べた数計計画法の適用によって、いく組かのPID補償型サブループ制御システムを設定し、これの最適なパラメータを求めようとする方法である。この例では、出力1000 MW(e)のMSBR(Molten Salt Breeder Reactor)の定常制御方式の設計にあたって従来のサブループ的なP.I.D制御系を施設する最適な場所(制御端、操作端の選定)及び最適なP.I.D制御パラメータの設計を最急降下法(Steepest Descent Method)を基本とするアルゴリズムを用いて探索計算をしている。この例では、対象のモデルとして18次の線形モデルを用いており、実際は8個の出力変数、3つの操作変数、3つのP.I.Dパラメータから計72組の制御パラメータ決定の問題となるが、ここでは制御入出力を前提条件として経験的に設定し、4系統12個のパラメータ決定問題に縮小して探索を行い、良い結果を得たと報告している。また、我が国の例では、島根原子力発電所の一次系制御パラメータの最適化設計(文献18)も同様の方法によるものである。この方法の発展として、対象を非線形に、又、制御方式を多変数制御方式の形にして最適化を行わせる問題設定が原理的には可能

であるが、この種の研究例の報告はない。これは非線形対象を扱った場合の極値探索アルゴリズムの複雑化と多数の探索パラメータを持つ場合に適した最適化手法が当時開発されていなかった事に因るものと考えられる。

4) その他の方法としては、R.L. Moore や、G.T. Bereznoi によって 1973～1975 年に提案されている適応制御方式（文献 54, 55）に代表されるものがある。これはモデルの不確かさを未知パラメータで表現し、炉心部の複雑なモデルを簡略な構造のモデルで表現した上で、実運転時にパラメータを計測すると共に、予め最適線形レギュレータの適用によって計算しておいた制御則から対応するものを選択して用いる方式である。R.L. Moore らは 6 次の統計学的モデルを導入し、実プラントの測定データとモデルの検定を常時 ON-LINE で行える可能性を提案しており、実対象をいかに精度良く同定するかが負荷追従制御改善の基本的課題の解決であると述べているが、この方法をいかに制御へ反映させるかについては未完の状態である。G.T. Bereznoi は炉心部の 9 次のモデルを 2 次のモデルで代表させ、この低次モデルの係数を原子炉出力の関数として予め同定し、対応した制御則を線形最適レギュレータ理論から設計し、記憶させておいて実際の出力変更要求のパターンに合わせた制御を行おうとした。これらの方法は、ON-LINE 同定手法の効果的な利用により、モデルと実機プラントとの特性の差を縮めて最適制御適用の効果を顕著にする事を目的としているものであるが、ON-LINE 同定法自身が研究開発の途上にあって、ようやく低次のモデル作成に利用し得る段階である為、原子炉プラントのような複雑な対象に対しては明確な制御性の向上を示すに至っていない。

以上、1)～4) 項で当時に行われていた研究の現状を考察した結果、もっとも実現性があり、今日に至るもその開発研究が進められているものとして 2) と 3) 項のアプローチがある。

特に 2) 項は、前章の考察にも述べたように、解の合理性の点からも 3) 項のアプローチより優れていると考えられるので、以下、本研究では 2) 項のアプローチを取ることにした。

なお、念の為 5 章 3 節において設計の容易さの観点から第 3) のアプローチの代表的な設計方法について比較検討を加えている。

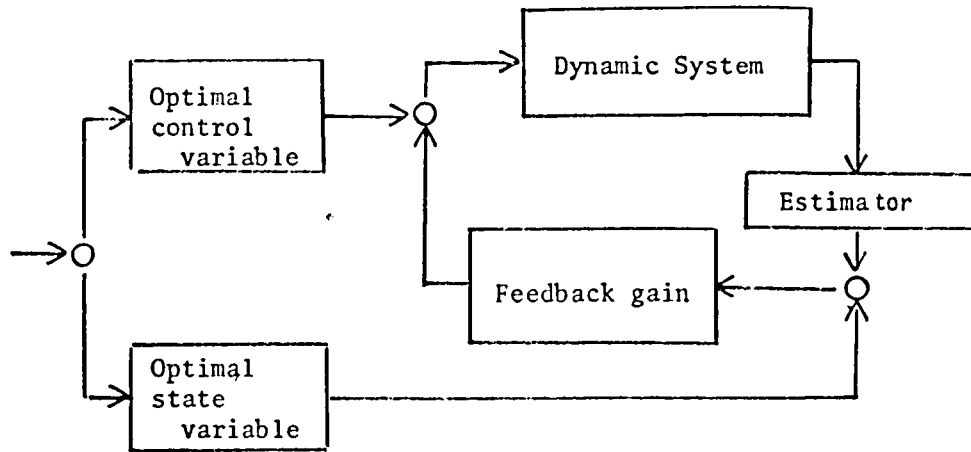


Fig. 3.2.1 Block diagram of Optimal Control for Nuclear Reactor.

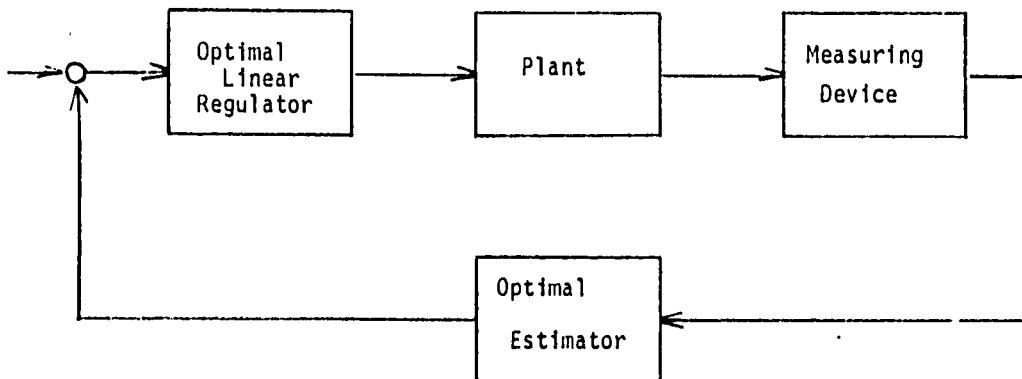


Fig. 3.2.2 Block diagram of optimal control in Halden reactor plant.

4. 新しい制御方式とその設計法

4.1 最適線形レギュレータ理論適用上の問題点と解決法

前章で本論文の目的とする「原子炉プラントの定常制御及び出力変更制御問題」のように多変数でかつ大規模システムで非線形要素をもつ対象を考えた場合には、最適制御理論の中でもっとも適用の可能性が大で実現性の高いものは、「2次形式評価関数をもつ最適線形レギュレータ理論（以下 LQR-Optimal Linear Regulator with Quadratic Performance また、略して、Linear Quadratic Regulator、と呼ぶ）の応用」であると結論した。

一方、この理論の適用を考えた場合にも、実用化に至るまでには3章1,2節で考察した問題点から派生する多くの実際的な適用上の問題点があり、現在でも原子炉プラントへの実用化に至っていない。本章ではこれらの問題点や改良すべき点をより明確に以下に定義すると共に考案した解決方法、及び適用方法の改良について述べる。

対象のモデル作成に係って生じる問題と解決法

原子炉プラントのように多変数で複雑な大規模系の実用性ある制御解を容易に得る為の焦点の1つは、妥当で簡略なモデルを作成する事である。従来、2章2節に示したように原子炉プラントの制御系は1入力1出力を基本とし、P.I.D補償を用いる“部分的な”制御方式の考え方で設計、施設されてきたので、モデルの考え方も原子炉プラントをいくつかの領域に分割し、それぞれの領域で出入口条件を仮定したいわゆるサブモデルと呼ばれるものを用いてきた。特に、原子炉部はその制御の重要性から詳細で精度良いモデルが多く開発されてきている。（文献56,57,58）しかし、最適制御理論の適用を目的として少なくとも原子炉プラントの一次系全体を精度良く簡略に表現するモデルは未だに確立されていない。最近、安全解析の必要性から一次系全体のモデルが詳細に、かつ実験との比較において確立されつつある（文献59,60）ものの、これらのモデルは大型のデジタル計算機を用いて長時間計算を必要とするものであり、これらのモデルを制御系の基本設計に用いる事には直接的な線形化の過程を経た場合でも多大の労力を必要として不経済であり、かつその妥当性の評価が合理的になされ難い。この為にはモデルが対象を精度良く代表する範囲を設定し、その範囲内で妥当性のある仮定や近似を行って、モデルを簡略化する方法が必要である。一般制御理論の研究開発では最適制御理論の研究開発に並行してモデルを合理的により簡略化する方法の研究が進められてきた。例えば、イ)、物理工学的に対象の動特性を分析して簡略化を行う方法（文献61）ロ)、解析的に求まった固有値に焦点をあてて行う方法（文献62～66）ハ)、係数未知の簡略モデルを作成し、実対象或いは複雑なモデルの応答を比較して、未知の係数を探索法などで決定する方法（文献67,68）ニ)、対象のプラントから実験を通じて簡略なモデルを同定する方法（文献69,70）などがある。そして対象の大規模性と非線形特性を記述しうる実用性の観点からイ)、ニ)の方法が比較的有利であると考えられている。また、イ)及びニ)の方法は、それぞれを単独に用いるよりも、両用すると効果がある。ニ)の方法はモデル全体を

簡略化し、実対象の動きをフィッティングする上でイ)の方法に優れ、イ)の方法はモデルの部分的な特性をより物理工学的に解明し、ニ)の方法に予備的知識を供給する上でニ)の方法に対して補充的であると考察される。そこで、本研究ではイ)及びニ)の考え方を適用して以下の方法を用いた。

1)、第一の方法として、物理数学的に作成するモデルが実対象に、精度良く合致するか否かを検討し、モデル作成にあたって行なった仮定、近似の妥当性を確認する目的で、モデルの過渡応答解析と実対象における過渡応答を比較した。また、原子炉プラント制御問題としてプラント側のモデルの精度と、原子炉側のモデルの精度のバランス上いかなる部分での仮定、近似が可能であるか、を判断すること、を目的として解析と実対象での実験を行った。

イ)、原子炉プラントで制御系を取りはずした実験はできなかったので、熱水力特性でBWR PWRと同様の特性を持つように作成されたOWL-0プラント(プラントの諸元については6章に示している。)で過渡実験を行ない予め作成したモデルとの応答比較を行い、モデル化に当たっての仮定、近似の方法を検討した。(文献7,8)ロ)、この結果、妥当と考えられる仮定・近似を用いて、直接サイクルBWRのモデルを作成し、このモデルにJPDRのパラメータを用いて特性を計算する一方、過去にJPDRでなされた実験データと比較した。ハ)、更に、モデルによるシミュレーション実験を行って本論文で目的とする制御方式の改良に不必要と考えられる部分を省略した。

2)、第2の方法として、簡略モデルを得る目的で同定実験を行い、実験データから多変数系の自己回帰モデルを決定する。簡略モデルを得る為の工夫としてこの同定法を適用するにあたって、階層構造の制御方式の開発を前提に、対象とするプラントに從來から施設されていた1入力、1出力のP.I.D補償法によるフィードバック制御方式を基本とする“部分的”な制御系を機能させた状態で、この制御系を含めて対象を同定する事を考え、更に測定可能な主要変数と操作変数で構成する簡略モデルを求める事とした。このような同定方法が同定実験施行の上で安全性に優れている事、サブループ制御系の機能しているプラントは、裸のプラントよりも動特性モデルを作成するにあたって簡略化して扱う事ができる事、等がこのような形で同定法を適用するに至った主たる理由である。本論文では、この方法が、原子炉プラントに有効であるか否かの検討を含めて6章3節に於いて論じている。(問題解決法A)

モデルと実対象の特性の差異に生じる問題及び種々の外乱に対する制御性の問題の容易な解決法

最適線形レギュレータ理論は線形システムの理論体系の1つであり、この理論体系に対応して作成された数学モデルを対象としている。実プラントへの適用を考えるにあたっては前項に示したモデルの簡略化が妥当であるとみなせる精度で行われ、実対象の特性にきわめて近い特性を示すモデルの作成に成功した場合でも、線形モデルから設計したLQRを実対象に適用した時はLQRの最適性が疑わしくなるばかりでなく、制御偏差の発生など制御性の悪化や、不安定現象の発生を招く恐れがある。この問題の解決法として当時の研究ではイ)、前章4)項で考察した適応制御の方法(文献54,55)やロ)、非線形対象と線形モデルの差と雑音成分の和がいわゆるドリフトのような特性を持つものであると仮定し、これを表現する仮想的な状態変数を導入し、仮想的なモデルを作ってLQRを設計する方法(文献52)、で解決しようとした研究例がある。前者の方

法では現在、2次系に止まり、原子炉プラント制御系問題に拡張するに至っていない。後者の方法は、全ての状態変数について仮想状態変数を仮定しており、モデルの大きさは元の線形モデルの倍となり、LQR の設計計算及び、制御系の実現構造も倍となる為にその扱いが繁雑になる。また求めた LQR フィードバックゲインは仮想状態変数に対するものを含んでおり、仮想状態変数を測定する為の推定器、或いは、ドリフト項を分離する為の分離器を必要とする。このように、この方法は、設計過程ばかりでなく、制御系統の実現上もきわめて複雑なものであり、改良の必要がある。

一方、最適線形レギュレータ理論は初期値外乱に対して解かれたものであるから、インパルス状の外乱に対しては元の定常状態へ制御されるが、ステップ状やランプ状の外乱が入った場合には制御偏差を残したり、別の定常状態に移行してしまう恐れがある。

そこで、これらの問題の解決を簡単に考察する為に1次の系を考える。

1次の構造をもつ実対象があり、この真の特性が

$$G(s) = \frac{\beta}{s + \alpha} \quad \alpha > 0, \beta > 0 \quad (4-1)$$

であるとする。このときモデルが

$$G(s) = \frac{\beta_0}{s + \alpha_0} \quad \alpha_0 > 0, \beta_0 > 0 \quad (4-2)$$

$$\text{或いは, } \dot{y}(t) = -\alpha_0 y(t) + \beta_0 v(t) \quad (4-3)$$

で作成されており、いま、この系に $Z_r(t) = Z_r \neq 0$ であるステップ状の外乱が入ったとする。その時の制御偏差を $\delta x \triangleq Z_r - y(t)$ で定義すると、(4-3) 式から以下の変化分に対する状態式を得る。

$$\dot{\delta x}(t) = -\alpha_0 \delta x(t) - \beta_0 v(t) + \alpha_0 Z_r \quad (4-4)$$

この系で、充分長い時間を経て $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{\delta x}(t) = 0$, $\lim_{t \rightarrow \infty} \delta x(t) = 0$ でなければならず、従って (4-4) 式から

$$\lim_{t \rightarrow \infty} v(t) = \frac{\alpha_0}{\beta_0} Z_r \quad (4-5)$$

でなければならない。これを最適線形レギュレータ問題として設定すると、 $u(t) \triangleq v(t) - (\frac{\alpha_0}{\beta_0} Z_r)$, $x(t) \triangleq \delta x(t)$ と定義して

$$\dot{x}(t) = -\alpha_0 x(t) - \beta_0 u(t) \quad (4-6)$$

なる系に於いて、評価関数

$$J_0 = \int_0^{\infty} [q x^2(t) + u^2(t)] dt \quad (4-7)$$

を最小にする問題となる。最適線形レギュレータ理論の(3-29)～(3-36)式から、この時の最適制御則は

$$u(t) = \beta_0 K x(t) \quad (4-8)$$

で与えられ、 K は(3-32)式に対応するリカッチ型方程式の定常解で $-2\alpha_0 K + q - K^2 \beta_0^2 = 0$ を解いて

$$K = -\frac{\alpha_0}{\beta_0^2} + \frac{1}{\beta_0^2} \sqrt{\alpha_0^2 + q \beta_0^2} \quad (4-9)$$

であり、このとき

$$v(t) = \beta_0 K x(t) + \frac{\alpha_0}{\beta_0} Z_r \quad (4-10)$$

である。この制御則を(4-1)式で表わされる実プラントの偏差式に加えて、充分長い時間を経たとき

$$\lim_{t \rightarrow \infty} x(t) = \frac{(1 - \frac{\beta}{\alpha} \cdot \frac{\alpha_0}{\beta_0})}{(1 + \frac{\beta \beta_0 k}{\alpha})} Z_r \neq 0 \quad (4-11)$$

となって定常偏差が生じる事が明らかである。つまり、モデルと実対象において差があった場合、充分な時間を経たあとで(4-10)式から $v(t)$ はある値をもつ事が必要であり、この値を C とすると、 C は $\alpha_0, \beta_0, \alpha, \beta, Z_r$ から決まる値である事が推定されるものの、 α, β は実対象のものであり、 α, β, Z_r は設計の段階では不明と考えるのが妥当である。そこで $\lim_{t \rightarrow \infty} v(t) = C$ の代わりに

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{v}(t) = 0 \quad (4-12)$$

を条件として最適線形レギュレータ問題を解く方法が考えられる。つまり、(4-4)式を次の評価関数のもとに最適線形レギュレータ問題として定式化する事となる。

$$J = \int_0^\infty [q \delta x^2(t) + \dot{v}^2(t)] dt \quad (4-13)$$

(4-4)式、(4-13)式を $x_1(t) \triangleq \delta x(t)$, $x_2(t) \triangleq \dot{\delta x}(t)$, $u(t) \triangleq \dot{v}(t)$ とおいて再構成すると

$$\dot{x}_1(t) = x_2(t) \quad (4-14)$$

$$\dot{x}_2(t) = -\alpha_0 x_2(t) - \beta_0 u(t) \quad (4-15)$$

$$J = \int_0^\infty [q_1 x_1^2(t) + u^2(t)] dt \quad (4-16)$$

となり、これを解くと

$$u(t) = k_1 x_1(t) + k_2(t) \quad (4-17)$$

$$k_1 = \sqrt{q}, \quad k_2 = \frac{1}{\beta_0} \{-\alpha_0 + \sqrt{\alpha_0^2 + 2\beta_0 q}\} \quad (4-18)$$

となり、

$$v(t) = k_2 \delta x(t) + k_1 \int_0^t dx(\tau) d\tau \quad (4-19)$$

と求まる。この制御構造は(図4.1.1)の形になり、LQRのフィードバック経路に積分要素を経由する経路を付加した形になる。この制御則を(4-1)式で表わされる実プラントに適用した場合、閉ループ伝達関数は、 Z_r について

$$G_{CL}(s) = \frac{\beta(k_2 s + k_1)}{s(s + \alpha) + \beta(k_2 s + k_1)} \quad (4-20)$$

となり、 $\lim_{s \rightarrow 0} G_{CL}(s) = 1$ 、であるから $\alpha > 0$ 、 $\beta > 0$ 、 $Z_r > 0$ に対して

$$\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0, \quad \lim_{t \rightarrow \infty} y(t) = Z_r \quad (4-21)$$

となって、実対象とモデルに差があった場合にも、また、ステップ状の外乱が入った場合にも、制御変差を0とするLQRを設計する事が可能である。

いま、この考え方を1次の系から多変数の系へ拡張して考えると、多変数系の伝達関数及びブロック図に於ける相似平行の関係(文献71)を用いる事によって(図4.1.1)の様に表わす事ができる。この結論は3章1節5)項に述べたようにB.D.Andersonがここで論ずる後半の問題、すなわち、種々の外乱に対して制御偏差を無くする為のLQRの改良を目的に提案した方法(3-43~54式)と同じ結論であり、この方法がここで論ずる前半の問題、モデルと対象の特性の差違によって生じる問題をも解決する事がわかった。しかし、この方法に於いて、全てのフィードバック経路の内、どの経路を積分すべきかは(3-54)式の係数 K_4 の値を決める事、すなわち評価関数式(3-44)式の微分項の重み係数をいかに決定するかの問題になる。ところが、この重み係数の決定は、対象とするプラントの特性と制御目標に依存しており、一意的に決定する方法は開発されていないので試行錯誤で決定しなければならない。Andersonの提案する方法をそのまま適用して(3-43~54)式のLQR設計計算上で行った場合は、他の重み係数 Q 、 P との関連で莫大な数の試行が必要となる上に、現場での調整において多大の試行錯誤が再度必要となり、非能率的、非経済的と考えられる。そこで、LQRの設計にあたってはより平易な方法を工夫する必要がある。前に述べたように(3-54)式の係数 K_4 の決定の意味は、制御系の構造からみると積分要素を付加するLQRのフィードバック経路とその係数の値を決定する事であり、プラントの状態変数のうち、非線形特性の強いもの、外乱に対する応答感度の強いものほど大きい係数の積分要素の付加を必要とする事が考察される。一方、後の5章で述べるように、ここで対象とする原子炉プラントの感度の高い操作変数は再循環流量や制御棒反応度であり、制御目標から考えて制御偏差の発生が望ましくないプロセス量は2章2節に示すように原子炉圧力

と原子炉出力である。この様に、対象とするプラントの特性や制御目標を考慮すると、積分要素を必要とするフィードバック経路の数は限られてくるので、通常の LQR を設計しておき、計算機シミュレーション実験で積分要素を必要とするフィードバック経路を選択したのち、係数の大きさを試行錯誤する方が、Anderson の提案する方法をそのまま適用する場合に比してはるかに計算量も少く経済的である上に平易であろうと考えられた。この方法の適用とその検討については 5 章 2 節に述べる。(問題解決 B)

レギュレータ制御理論を追値問題に応用するにあたっての問題と解決法

二次形式評価関数の最適線形レギュレータ理論は (3-30) 式に示されるように、定常点からの変位を最小にするレギュレータ問題の解を求めるものであって、定常制御則を出力変更制御問題へ適用する場合には対象がこれら両目的に対して矛盾した特性を示さないように目標値変更の工夫が必要であると共に、目標値の移行、定常状態の移行に伴う定常制御性の検討が必要である。特に 2 章 2 節に述べたように、本論の課題では出力変更の速度が制御性の 1 つの評価ともなるので変更速度の速いもので、かつ良い制御性を得る事ができるように定常制御系の適用方法を工夫すると共に計算機シミュレーション実験などを用いて検討しなければならない。また、大巾な出力変更制御を負荷追従問題の解決策として用いる為には、負荷追従要求の変更巾、変更パターンは予め与えられているものではない点に留意した制御構造を最終的に考えなければならない。

この点についてここで考える制御方式は以下の考え方で対処する。すなわちイ) 負荷変動をいくつかのパターンに分類し、実際の負荷変動が生じた場合に負荷要求のパターンを瞬時に判定し、あらかじめ用意した出力変更制御のパターンから比較的近いものを選定して用いる。ロ) 出力変更制御のパターンは速度が可変のランプ状出力変更を基本とし、任意の速度に対応した目標値の設定を変更するプログラムと目標値に至る幾組かの定常状態に対応して予め、設計計算したいく組かの最適フィードバックゲイン行列を用いる最適レギュレータ制御、及び定常状態の移行に対応した操作量変更のプログラム制御から構成する。つまり、負荷要求のパターンが判断され、出力変更巾と速度が決定されると、対応する変更巾と速度で定常制御目標値を変更し、同時に目標値に対応して予め計算して記憶している操作量を同じ速度で変更すると共に定常移行に対応して最適ゲインを切り換えて最適線形レギュレータ制御を行うことを考えた。この制御方式のブロック図を (図 4.1.2) に示している。本論では、この制御方式の適用を計ると共に適用にあたっての必要な検討事項として、ランプ状変更巾、速度の許容範囲、定常出力の 100 ~ 50 % のような大巾な出力変更に対して必要な LQR ゲイン行列のパターンの数及び、定常移行に伴うゲイン切換操作が原因となる制御性の悪化等を調べる事とした。(問題解決 C)

最適制御則の適用にあたっての現場調整の問題と解決法

最適制御則を得てこれを実際に適用する場合に現場での切換や試運転時の調整作業を必要とするが、従来の古典制御理論によって設計された PID サブグループ制御系の調整においてなされたように経験的、直観的に行う事が困難であるという問題が生じる。これは、設計時に想定していたモデルと実際に出来上がったプラントとが何らかの理由で相違している場合や、設計通り出来上がっているにもかかわらず、動的特性が不確定要素の影響で異ってきた場合などを想定している。

従来の制御系の場合であれば、調整要素の数が少ない上に、その調整はプラントの部分システムのみに影響するのに対し、LQRの場合は、ゲイン行列要素の調整や評価関数の重み要素の調整に発展する為、調整要素の数が多いう上に、その影響は全体に広がる可能性があり、直観的にこれを行う事は不可能である。この問題については一般制御理論の分野で指摘（文献72）されているにもかかわらず、研究報告はない。原子炉プラントの制御問題についても、特に報告もなく、LQRの適用にあたって、解決すべき問題の1つである。

最適線形レギュレータを適用した制御系である限り、古典制御理論を基盤とする1入力1出力のP.I.Dサブグループ制御系においてなされたような、P.I.Dパラメータを感度の低いものから高いものへ調整試験を通じて直観的に改良してゆく概念の延長ではこの問題を解決できない。従って、根本的な問題にもどって、制御則の適用にあたって、まず、実対象の特性を再測定し、モデルとの差を修正して制御則の設計を再度行うといった基本的な方法から出発して考えざるをえない。

しかし、前述した問題解決法Aは、実験を前提とした同定法を適用して設計する事を考えているので、同定と設計の手順が簡略化されており、これを従来の制御方式における現場調整の様に、手軽に、短時間で出来るようにすれば一つの解決策となりうる。なお、同定実験は系の運転上安全に、かつ対象の設計条件内に収まるような実験法を基本としたものでなければならない。この基本的な条件を考慮して、設計から現場調整に至る以下の手順を設定した。

イ) 対象が建設される前に、対象の数学モデルに対してP.I.補償要素をもつ従来の1入力、1出力形態のサブグループ制御系を設計する。ロ) 対象が建設され、試運転を行う段階で、サブグループ制御系を機能させ、P.I.要素を調整する。ハ) サブグループ制御系の機能している状態で、ここで云う問題解決Aの方法を適用し、同定実験を行って自己回帰モデルを作成する。ニ) 得られた自己回帰モデルに対してLQRを設計する。ホ) LQRを適用すると共に、各サブグループ制御系のP.I.要素を微調整する。なお、対象が既に従来の制御方式で運転されている場合にはその制御性改良の目的でハ)、ニ)、ホ)の設計過程に限られる。すなわち、現場調整の問題は、サブグループ制御系の全部、或いは一部を含み持った制御方式を考案する事でサブグループ制御系のパラメータに現場調整の緩衝機能を持たせようとする考え方、及び同定実験から直接モデルを求める設計法を用いる事によって現場調整を少なくしようとする考え方で解決する。この方法の同定実験や解析の手順の簡略化について検討する。（問題解決D）

LQR制御方式の安全性、信頼性の問題と解決法

LQRの制御構成は全ての状態変数が直接に、或いは3章1節7)項に述べた推定器を経て同時にフィードバックされ、それらの信号は最適ゲイン行列と演算を行った後、それぞれの操作端へ出力される構造である。従って1フィードバック経路の断線や、雑音の混入が対象の安定性や制御性に与える影響が大きく、保全性(integrity)が保障されていないのでこの点での考慮が必要である。すなわち、LQRの適用にあたって信号線によって出力変数の値が得られないような状態が生じないように安全性を補強すると共に経済的に最低限の処置を考慮した制御方式を開発しなければならない。また、万一、信号線の断線などが生じた場合に安定性の損われる度合や、その対象依存性を設計にあたって検討しておく必要がある。

問題解決法A及びDとして考案した制御方式はこの問題についても解決策の1つとなりえる。すなわち、古典制御理論に基づいて設計されたアナログ方式によるP.I.D補償のサブループ制御系を第1レベルに持ち、計算機制御方式のLQRを第2レベルに持つ階層構造の制御方式は計算機システム周辺の信号線の断線や計算機の故障が生じた場合には、自動的に第2レベルの制御系を切り離して第1レベルのアナログ制御系のみとなるようにすれば、制御性は少し悪化するもののバックアップ制御系を用いている場合と同様となり、LQR実現の為に計算機制御形態になった事による安全性、信頼性の悪化を保证するものとする。（問題解決E）

なお、5章では、LQRの制御による場合に信号線が断線してプラント出力信号が得られなくなった場合のシミュレーション実験を行って制御の悪化度を検討している。

4.2 新しい制御方式の提案

本論文の課題である「沸騰水型原子炉プラントの大巾な出力変更制御及び定常制御の改良」の為、4章1節で工夫した最適線形レギュレータ理論適用上の問題解決法を効果的に連携させて以下に述べる2つの制御方式（ここでは制御方式ケース α 、ケース β と呼ぶ）としてまとめた。すなわち、

1), (図4.1.2)に示したように、最適線形レギュレータの1つのフィードバック経路に積分要素を付加した制御構造を持ち、出力変更制御の場合には、予め各出力レベルに対応して計算された目標値と操作量を任意の変化速度で変更するようなプログラム制御を行う一方、格納している最適線形レギュレータのフィードバックゲイン行列を目標値の変更に対応して切り換える制御方式。〔制御方式ケース α 〕

これは、前節の問題点のうち、主にLQR理論の適用に係る基本的な問題点の解決を計ったものである。

つまり、制御系の設計に適するように、物理、工学的分析に基づいて妥当で簡略なモデルを作成する。（前章問題解決Aの前半）。実対象プラントとモデルの持つ特性の差を補償する為、及び、ステップ状、ランプ状の外乱に対しても制御特性の悪化を少なくする為にLQRに簡単な設計法による積分要素の付加を行っている。（前章問題解決B）、最適線形レギュレータ理論を目標値変更の制御に効果的に応用する為の工夫をしている。（前章問題解決C）。

なお、この〔制御方式ケース α 〕の適用性を調べるために、5章3節でLQRの評価関数内の重みの検討を行うと共に、信号線の断線やゲインマトリックス要素の変動余裕についての検討を行っている。（前章問題解決Eに関連）

2), (図4.2.1)に示すような、階層構成の制御方式で、従来の古典制御理論、或いは時間領域の設計法を用いて設計され、施設している1入力1出力のP.I.補償要素を基本とした部分的な制御目的を持つアナログ方式の制御系を第1レベルの制御系とする。この制御系の制御出力、目標値、或いは、P.I.パラメータを修正するような形で制御出力する第2レベルの制御系を考える。そして、第2レベル制御系として最適線形レギュレータを用いる。〔制御方式ケース β 〕

このケースは前節に示した問題点のうち、主に最適線形レギュレータ理論を実機プラントに応用する過程での問題点の解決を計ると共に、応用の方法の簡明化、応用された制御系の堅牢性を

追求したものである。すなわち、古典制御理論によって設計された単一変数の制御を目的とした、プラントの部分的な制御系を施設し、或いは施設された実機プラントから出発する事によって、対象のモデル化を容易にする事ができ、部分的な制御系の動作した状態で自己回帰型のモデルを想定した同定実験を行って、安全に、精度よい、簡略化された全体のモデルを得る事ができる（問題解決A）。第1レベルの部分的な制御系が、P.I. 補償要素を基本として作成されたものであり、特に積分補償要素を持っている以上、1)項の〔ケースα〕が持つ改善点は含み持ったものである（問題解決B）。最適制御方式の現場調整の複雑性と困難性は、この制御方式の設計が同定実験で得られたモデルを対象とする為に軽減する。現場調整を行う場合は、この制御方式の次章に述べる設計法をより簡単化して、これをくり返し用いるか、あるいは第1レベル制御系のP.I. パラメータを調整する事、によって可能である。（問題解決D）第1レベルの制御系として部分的なアナログ制御系を用い、第2レベルの制御系としてLQRを用いる点で、計算機制御形態を前提とする多変数制御方式の計算機システム故障に対する信頼性、安全性の問題を解決している。（問題解決E）

そして特に〔制御方式ケースβ〕は新設のプラントのみならず、既設の、かつ、運転中のプラントの改造にも容易に適用しうるものと考えられる。

4.3 設計法と必要な検討項目

〔制御方式ケースα〕の設計法

1), 制御系設計の目的に合致した簡略モデルを作成する、このモデルは確定論体系で物理、数学的に導出し、集中定数系近似の範囲とするが、強い非線形性は考慮すべきである。簡略化の過程における仮定や前提の妥当性は実機プラントにおいておこなう動特性実験で確認する。この場合、非線形性の範囲を含めた同定実験手法は現時点で未確立であるので、制御目標の解析目的に合致した過渡応答実験などを用いる。この結果、得られた集中定数系非線形モデルは次のようなベクトル形式で記述される。

$$\frac{d\mathbf{X}}{dt} = \mathbf{f}(\mathbf{X}, \mathbf{U}) \quad (4-22)$$

2), 定常点での状態ベクトルを \mathbf{X} 、制御ベクトルを \mathbf{U} とすれば、平衡点では

$$\frac{d\mathbf{X}}{dt} = 0, \quad \mathbf{X}(t) = \mathbf{X}_0, \quad \mathbf{U}(t) = \mathbf{U}_0. \quad (4-23)$$

となり、 $\mathbf{X}(t) = \mathbf{X}_0 + \delta\mathbf{X}(t)$ 、 $\mathbf{U}(t) = \mathbf{U}_0 + \delta\mathbf{U}(t)$ と置いたものを(4-22)式に代入し、テーラー展開して2次以上の項を ≈ 0 と置くと

$$\frac{d\delta\mathbf{X}(t)}{dt} = \mathbf{A}(\mathbf{X}_0, \mathbf{U}_0) \delta\mathbf{X}(t) + \mathbf{B}(\mathbf{X}_0, \mathbf{U}_0) \delta\mathbf{U}(t) \quad (4-24)$$

なる(4-22)式の線形化式が得られる。ここで \mathbf{A} , \mathbf{B} は

$$\mathbf{A}(\mathbf{X}_0, \mathbf{U}_0) = \frac{\partial f}{\partial \mathbf{X}} \Big|_{\mathbf{X}_0, \mathbf{U}_0}, \quad \mathbf{B}(\mathbf{X}_0, \mathbf{U}_0) = \frac{\partial f}{\partial \mathbf{U}} \Big|_{\mathbf{X}_0, \mathbf{U}_0} \quad (4-25)$$

で表わされるJacobian Matrixであり,

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \frac{\partial f_1}{\partial x_2} & \cdots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_n}{\partial x_1} & \frac{\partial f_n}{\partial x_2} & \cdots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{bmatrix} \quad \begin{matrix} \mathbf{X} = \mathbf{X}_0 \\ \mathbf{U} = \mathbf{U}_0 \end{matrix}$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial u_1} & \frac{\partial f_1}{\partial u_2} & \cdots & \frac{\partial f_1}{\partial u_m} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_n}{\partial u_1} & \frac{\partial f_n}{\partial u_2} & \cdots & \frac{\partial f_n}{\partial u_m} \end{bmatrix} \quad \begin{matrix} \mathbf{X} = \mathbf{X}_0 \\ \mathbf{U} = \mathbf{U}_0 \end{matrix} \quad (4-26)$$

である。

本研究においては、 n 個の状態変数と m 個の制御変数を持つ(4-22)式が出来上がった段階で、(4-26)式で求められる任意の定常点に於けるJacobian Matrix \mathbf{A} , \mathbf{B} を計算するプログラム LINSTAC (Linearization at stationary point calculation) を作成した。

3), こうして(4-22)式の線形化方程式として

$$\frac{d\mathbf{x}}{dt} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} \quad (4-27)$$

ここで \mathbf{A} はシステムマトリックスであり、 \mathbf{B} は制御マトリックスと呼ばれるものであり、

\mathbf{x} , \mathbf{u} はそれぞれの平衡点からの変化分を表している。

が求まると、このシステムに対して、次の評価関数

$$J = \frac{1}{2} \mathbf{x}^T \mathbf{T} \mathbf{x} + \frac{1}{2} \int_0^\infty (\mathbf{x}^T \mathbf{Q} \mathbf{x} + \mathbf{u}^T \mathbf{S} \mathbf{u}) dt \quad (4-28)$$

ここで \mathbf{T} , \mathbf{Q} , \mathbf{S} は重み係数 但し、 \mathbf{Q} は対称で非負定、 \mathbf{S} は対称で正定

で表わされる定常偏差の二乗積分値を最小とする最適なフィードバックゲイン行列を求める問題を構成する。線形2次形式最適線形レギュレータ理論(3-29式~3-31式)を適用して、制御則 \mathbf{u} 、フィードバックゲイン行列 \mathbf{K} は

$$\mathbf{u} = -\mathbf{K}^T \mathbf{x} \quad (4-29)$$

$$\mathbf{K} = \mathbf{P}\mathbf{B}\mathbf{S}^{-1} \quad (4-30)$$

から求められる。ただし、ここで \mathbf{P} は以下に示すリカッチ型の行列微分方程式を満たす解である。

$$\frac{d\mathbf{P}}{dt} = -\mathbf{P}\mathbf{A} + \mathbf{P}\mathbf{B}\mathbf{S}^{-1}\mathbf{B}^T\mathbf{P} - \mathbf{A}^T\mathbf{P} - \mathbf{Q} \quad (4-31)$$

ここでの設計にあたっては、(4-27)式の係数 \mathbf{A} , \mathbf{B} がLINSTACで計算されると、外部から入力した重み係数, \mathbf{T} , \mathbf{Q} , \mathbf{S} を用いて \mathbf{K} を計算するプログラムGAINを作成した。

4), 次にシミュレーション実験を行う。すなわち、(4-22)式で表わされる対象のモデルをハイブリッド計算機のアナログ部に作成する。(4-29)式の制御系はデジタル計算機部で行う。

5), なお、実機プラントへ適用する場合は、全状態変数値が測定され(4-29)式を計算する必要が生じるが、3章3節に述べたように、Kalman-Bucyタイプの推定器を設計することにより、全ての状態変数値が所定の精度内で、得られるものとして、推定器の設計については論じない。シミュレーション実験では、全状態変数は、満足すべき特性の推定器を経たものとして、4)項のアナログ計算機部から直接測定する。

6), 3)項で求めた最適線形レギュレータ制御則を4)項に述べたようにシミュレーションモデルに適用し、状態変数の個数 n と制御変数の個数 m の積 $n \times m$ の数だけある制御経路の内、制御目標について感度の高い経路を物理工学的考察を加えて試行錯誤に選択し、積分器を投入する。

7), 一方、出力変更制御の場合を想定して、目標とする出力レベルに対応する状態変数、制御変数の定常値を必要な数(5章2節の計算例では40組)計算し、それぞれの定常状態に対応する最適線形レギュレータゲイン(4-30)式を計算し、4)項で制御系をシミュレーションするデジタル計算機部に格納する。

8), 前項で得られた線形二次形式最適線形レギュレータに積分器を加えた制御則を基本とし、予め定めた出力変更の速度に伴って、 \mathbf{LQR} の目標値をプログラム変更する。また、目標とする出力レベルに対応する制御変数値をプログラム変更すると共にゲインを切り換える。以上の制御動作をブロック図化したものが、(図4.1.2)に示したものである。本研究では、この制御動作を行うプログラムCONTを作成した。

9), このプログラムを用いて4)項に述べたシミュレーション実験をくり返し、試行錯誤的に6)項で導入した積分器の積分定数を決定する。

シミュレーション実験上の検討事項として以下のものを行う必要がある。a)非線形効果による制御性の変化, b) \mathbf{LQR} 評価関数内の重みの検討, c) \mathbf{LQR} ゲインの切換え, 及び出力変更の速度の検討, d) \mathbf{LQR} ゲイン安定性の検討, e) 出力変数フィードバック制御方式に限る場合はその変数の検討, f) フィードバック経路断線の検討など。

〔制御方式ケース β 〕の設計法

1), ケース β の設計に入る予備段階として、以下の予備設計のプロセスが必要である。すなわち、〔制御方式ケース α 〕の設計法と同様に、それぞれの制御課題の解析・設計に対応して確

定論体系で対象の部分的な動特性モデルを作成する。〔制御方式ケース α 〕と異って、この部分的なモデルは部分的であるが故に大規模や複雑性からある程度解放され、大巾な仮定や近似を導入して作成するプラント全体の簡略モデルよりも作成が容易である上に簡略化にあたっての誤りの危険も少ない。この部分モデルに対して従来用いられてきた古典制御論的な周波数領域の設計法、或いは時間領域の設計法を用いて部分的な制御系を設計する。部分的な制御系の制御方式は、1入力1出力を基本とし、比例、積分要素をもつ従来から用いられているアナログ型フィードバック制御方式である。

新設のプラントの場合は、この段階で、得られている部分的な制御系を実対象に施設した後、試運転を経て、比例ゲイン、積分パラメータの微調整を計る。既設のプラントの場合には、既に調整がなされている部分的な制御系をそのまま用いる。ただし、部分的な制御系を構成する機器は、目標値の設定や、比例、積分要素パラメータが計算機出力電気信号で操作され、操作信号出力端に計算機出力信号を加重しうる構造でなければならない。

2)、以上で、〔制御方式ケース β 〕の予備的設計段階である第1レベルの制御系は設計、施設された。この段階で、第1レベル制御系によって制御されているプラント全体を自己回帰モデルとして同定する目的で、同定実験を行う。この実験についての方法及び内容については、その適用例の詳細な説明を6章1節に論じている。概要を述べると、想定する第2レベルの制御系の操作端の個所に異った種類のM系列信号を同時に印加し、対象のプラントの主要な状態変数の応答を測定する。印加したM系列信号、測定した出力信号は以下の解析をディジタル計算機で計算する為に、サンプリング定理を満足するサンプリング周波数の条件のもとで離散化等のデータ処理を行う。

3)、得られた実験データに対して自己及び相互共分散関数による相関解析、パワースペクトル及びコヒーレンシの計算によるスペクトル解析などの時系列解析を行って操作変数の検討、モデル構成変数の検討を行う。

特に第1)項で行った(既設の場合は過去に行われた)第1レベル制御系の設計がアナログ計算機、ディジタル計算機を用いた時間領域のシミュレーション実験でなされている場合は、スペクトル解析等から周波数領域での情報を加えることができる。

よく知られているように、(文献33,74)、不規則な変動を示す定常な時系列

$$\{x(s); s = 1, 2, \dots, N\}$$

を対象として考えるとき、

$$R_{xx}(\ell) = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N (x(s+\ell) - m_x)(x(s) - m_x) \quad (4-32)$$

$$\text{ただし、} m_x = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N x(s), \quad \ell = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$$

で与えられる自己共分散関数を用いて、パワースペクトル密度関数 $q_{xx}(f, \Delta t)$ は

$$q_{xx}(f, \Delta t) = \Delta t \sum_{\ell=-\infty}^{\infty} \exp(-i 2 \pi f \ell \Delta t) R_{xx}(\ell) \quad (4-33)$$

の関係から求められる。

一方、2次元の定常時系列

$$\{x(s), y(s) : s = 1, 2, 3, \dots, N\}$$

が与えられた場合、 $x(s)$ と $y(s)$ との相互共分散関数 $R_{yx}(\ell)$ ($\ell = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$) が

$$R_{yx}(\ell) = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N (y(s+\ell) - \bar{y})(x(s) - \bar{x}) \quad (4-34)$$

ただし

$$\bar{x} = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N x(s), \quad \bar{y} = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N y(s)$$

で定義される事を用いて、クロススペクトル密度関数 $P_{yx}(f, \Delta t)$ は、

$$P_{yx}(f, \Delta t) = \Delta t \sum_{\ell=-\infty}^{\infty} \exp(-i2\pi f \ell \cdot \Delta t) R_{yx}(\ell) \quad (4-35)$$

の関係から求めることができる。また、定常なシステムが不規則変動を示す入力のもとで動いているとき、その出力 z と入力 x とを測定して

$$\{x(s), z(s) : s = 1, 2, \dots, N\}$$

なるデータが得られたとき、非線形性の充分小さい範囲で、 z は x と線形に対応する部分 y と x とは無く無相関な部分 w との和として合成し、

$$z(s) = y(s) + w(s) \quad (4-36)$$

とみなす事ができるものと仮定する。この場合、自己共分散関数については、

$$R_{zz}(\ell) = R_{yy}(\ell) + R_{ww}(\ell) \quad (4-37)$$

が成立し、パワースペクトル密度関数については、

$$P_{zz}(f) = P_{yy}(f) + P_{ww}(f) \quad (4-38)$$

が成立する。ここで、 z の成分で x と線形な関係にある部分の占める割合を各周波数ごとに考えて

$$r^2(f) = \frac{P_{yy}(f)}{P_{zz}(f)} \quad (4-39)$$

を y と x の f におけるコヒーレンシと定義して、これを求める事ができる。(文献70)

以上の各値を計算・解析する事によって、対象の動特性解析と以下の同定の準備を行う。すなわち、自己共分散関数の解析から、それぞれの変数の周期性、独立性を解析し、相互共分散関数の解析から、それぞれの変数相互間の感度、応答の因果関係、時間性の知見を得る。

また、クロススペクトル関数とコヒーレンスから2変数間の周波数上の線形関係の情報を得る

ことができる。また、同様の特性を示す複数個の変数は1つの変数で代表させたり、被制御変数の応答の時間特性に注目して、周波数帯の著しく異なる変数を消去するなど、モデル構成変数の簡略化を行える。

4), 次に自己回帰モデルの決定を行う。以上までは2次元の時系列変数を扱ったが、以下、多次元の時系列データを考える。いま、 k 次元定常時系列を観測値 \mathbf{X} , サンプル回数 s (但し、 s をサンプル間隔とサンプル回数の積とし、さらにサンプル間隔を1とする)とすると、

$$\{ \mathbf{X}(s), s = 1, 2, 3, \dots, N \} \quad (4-40)$$

$$\mathbf{X}(s) = \{ x_1(s), x_2(s), x_3(s), \dots, x_k(s) \}^T$$

と表わすことができ、これに対する M 時点間の k 次元自己回帰型モデルは次のように示しうる。

$$\mathbf{X}(s) = \sum_{m=1}^M \mathbf{A}(m) \mathbf{X}(s-m) + \mathbf{U}(s) \quad (4-41)$$

但し、ここで $\mathbf{A}(m)$: $k \times k$ 行列

$\mathbf{U}(s)$: 過去の時点での線形結合で表わされる部分を引き去ったときに
残る残差の系列

また、各要素の偏差を $\varepsilon(s)$, 期待値を E , $\varepsilon_i, \varepsilon_j$ の共分散を σ_{ij} とすると、

$$\mathbf{U}(s) = (\varepsilon_1(s), \varepsilon_2(s), \varepsilon_3(s), \dots, \varepsilon_k(s))^T$$

$$E \{ \varepsilon(s) \} = 0$$

$$E \{ \varepsilon_i(s) \varepsilon_j(s+\ell) \} = \delta(\ell) \sigma_{ij} \quad (4-42)$$

ただし $\ell = 0$ のとき $\delta(\ell) = 1$,

$\ell \neq 0$ のとき $\delta(\ell) = 0$ とする。

ここで、 $\mathbf{A}(m)$ の (i, j) 要素を $A_{ij}(m)$ と表わすと、(4-41)式は

$$x_i(s) = \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k A_{ij}(m) x_j(s-m) + \varepsilon_i(s) \quad i = 1, 2, 3, \dots, k \quad (4-43)$$

と書ける。いま簡単に扱って1次元の場合を考え、さらに、十分に長いデータが得られたものとして $x(s)$ の直流分は0であるとする、(4-43)式から、

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}^2(s) &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N \varepsilon^2(s) \\ &= R_{xx}(0) - 2 \sum_{m=1}^M a(m) R_{xx}(m) + \sum_{\ell=1}^M \sum_{m=1}^M a(\ell) a(m) R_{xx}(m-\ell) \end{aligned} \quad (4-44 a)$$

が成立する。ここで (4-32) 式に示す $x(s)$ の自己共分散関数 $R_{xx}(0)$, $R_{xx}(1)$, $\dots\dots R_{xx}(M)$ が観測データから与えられれば、平均 2 乗誤差 $\overline{\epsilon^2}(s)$ を最小にする係数 $a(1)$, $a(2)$, $\dots\dots a(M)$ の予測値は、(4-44) 式右辺において最小二乗法の考え方で、 $\partial \overline{\epsilon^2}(s) / \partial a(\ell) = 0$ ($\ell = 1, 2, \dots\dots, M$) なる条件から

$$\sum_{m=1}^M R_{xx}(\ell-m) a_M(m) = R_{xx}(\ell), \quad \ell = 1, 2, \dots\dots, M \quad (4-45a)$$

で表わされる M 元連立一次方程式の解で与えられる。

同様に、 M 次点までの k 次元自己回帰モデルの係数 $A_{ij}(m)$ は、(4-43) 式から

$$\begin{aligned} \overline{\epsilon_i^2}(s) &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N \epsilon_i^2(s) \\ &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N \left\{ x_i(s) - \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k A_{ij}(m) x_j(s-m) \right\}^2 \\ &= R_{x_i x_i}(0) - 2 \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k A_{ij}(m) R_{x_i x_j}(m) \\ &\quad + \sum_{\ell=1}^M \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k A_{ij}(\ell) A_{ij}(m) R_{x_i x_j}(m-\ell) \end{aligned} \quad (4-44b)$$

を最小とする条件式

$$\begin{aligned} \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k A_{Mij}(m) R_{jh}(\ell-m) &= R_{ih}(\ell) \\ (h = 1, 2, \dots\dots, k \text{ 及び } \ell = 1, 2, \dots\dots, M) \end{aligned} \quad (4-45b)$$

において、いま x_i, x_j の自己、相互共分散関数 $R_{ij}(\ell)$ を観測データから計算し、システムの時間次数 M を定めると、この式は $A_{Mij}(m)$ を $i = 1, 2, \dots\dots k$ について解く $M \times k$ 元の連立 1 次方程式となる。

一方、(4-42) 式において各残差 $\epsilon(s)$ は平均値が 0 であり、

$$R_{\epsilon_i \epsilon_j}(\ell) = \delta_{ij}(\ell) \sigma_{ij} \quad (4-46)$$

ただし、 $\ell = 0$ のとき $\delta_{ij}(\ell) = 1$, $\ell \neq 0$ のとき $\delta_{ij}(\ell) = 0$

で表わされるホワイトノイズであって相異なる時刻の共分散値はすべて 0 である。また、任意の $\epsilon_i(s)$ と $x_j(s-m)$ の共分散も 0 であるので、 $A_{ij}(0) = -1$ と定義すれば (4-41) 式は (4-43) 式の形を用いて

$$\begin{aligned}
 R_{\varepsilon_i \varepsilon_j}(\ell) &= \sum_{n=1}^M \sum_{m=1}^M \sum_{r=1}^k \sum_{s=1}^k A_{ir}(m) A_{js}(n) R_{rs}(\ell-m+n) - R_{x_i x_j}(\ell) \\
 &= \sum_{m=0}^M \sum_{n=0}^M \sum_{r=1}^k \sum_{s=1}^k A_{ir}(m) A_{js}(n) R_{rs}(\ell-m+n) \quad (4-47)
 \end{aligned}$$

ここで R_{rs} は x_r と x_s の相互共分散関数

$A(m)$, $R(m)$ はそれぞれ $(i \times j)$ のマトリックス

で表わすことができる。さらに、モデルとしての最適な時間次数 M を決定する為に、赤池氏の提案した次式で表わされる量を評価関数として導入する。

$$FPEC(M) = \left(1 + \frac{Mk+1}{N}\right)^k \cdot \left(1 - \frac{Mk+1}{N}\right)^{-k} \cdot \|dM\| \quad (4-48)$$

ここで dM はモデルの時間次数 M の時の (4-45b) 式によって得られた係数 $A_{Mij}(m)$ を (4-47) 式に代入して得られる残差系列の共分散マトリックスであり、 k は $A(m)$ の列数、すなわち変数の数であり、 N はデータの長さである。

いま、(4-40) 式のように表わしうる時系列データが実験から得られたとすると、モデルとして可能性のある最高の時間次数 \bar{L} を定めておき、 $1 \leq M \leq \bar{L}$ なる M について x_i , x_j の自己、相互共分散関数 $R_{ij}(\ell)$, ($\ell = 1, 2, \dots, M$) を計算する。これを (4-45) 式に代入して $A_M(m)$ を求め、この結果を (4-47) 式に代入して dM を求める。さらに (4-48) 式によって M に対応する $FPEC(M)$ を計算し、最小の $MFPEC(M)$ を与える M と、そのときの $A_M(m)$ を採用する事によって、対象のモデルとする。

モデルが同定されると、インパルス、ステップ応答関数を計算し、動特性解析を行う。さらに制御系設計の段階に移行しやすいように状態空間表示式へと式の変更を行う。

いま (4-43) 式の自己回帰表現でモデルが得られたとすると、インパルス応答関数 $\{a_{ij}(m)\}$ は、

$$\begin{aligned}
 a_{ij}(1) &= A_{ij}(1) \\
 a_{ij}(m) &= A_{ij}(m) + \sum_{\ell=1}^{m-1} A_{ii}(\ell) a_{ij}(m-\ell) \quad (m = 2, 3, 4, \dots) \quad (4-49)
 \end{aligned}$$

又 $m > M$ に対して $A_{ij}(m) = 0$

で求める事ができる。又、インパルス応答関数を積分する事により次のステップ応答関数を求める事ができる。

$$h_{ij}(m) = \sum_{s=1}^m a_{ij}(s) \quad (4-50)$$

一方, (4-41) 式のように表わされる定常時系列は, また次のように表わす事が可能である。

$$\mathbf{Z}(s) = \begin{bmatrix} \mathbf{X}(s) \\ \mathbf{X}(s-1) \\ \vdots \\ \mathbf{X}(s-M+1) \end{bmatrix} \quad \text{とすると}$$

$$\mathbf{Z}(s) = \phi_o \mathbf{Z}(s-1) + \mathbf{V}_o(s)$$

$$\mathbf{X}(s) = \mathbf{H}_o \mathbf{Z}(s) \quad (4-51)$$

ここで $\mathbf{V}(s) = \begin{bmatrix} \mathbf{U}(s) \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{bmatrix}$

$$\phi_o(s) = \begin{bmatrix} \mathbf{A}(1) & \mathbf{A}(2) & \mathbf{A}(3) & \cdots & \mathbf{A}(M-1) & \mathbf{A}(M) \\ \mathbf{I} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{I} & \mathbf{0} & & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \vdots & \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & & \mathbf{I} & \mathbf{0} \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{H}_o = [\mathbf{I}, \mathbf{0}, \dots, \mathbf{0}, \mathbf{0}, \dots, \mathbf{0}]$$

ただし, $\mathbf{I}, \mathbf{0}$; それぞれ単位行列およびゼロ行列或いはゼロベクトル である。

最適制御系を設計するためには, さらに式を変形する。すなわち, 新しい観測値 $\mathbf{X}(s)$ が得られた時を出発点として $\mathbf{Z}_o(s) = \mathbf{X}(s)$ と定義し,

$$\mathbf{Z}_\ell(s) = \sum_{i=1}^{M-\ell} \mathbf{A}(\ell+i) \mathbf{X}(s-i) + \mathbf{U}(s) \quad (4-51a)$$

$$(\ell = 0, 1, 2, \dots, M-1)$$

とおくと,

$$\begin{aligned} \mathbf{Z}_o(s) &= \sum_{i=1}^M \mathbf{A}(i) \mathbf{X}(s-i) + \mathbf{U}(s) \\ &= \sum_{j=1}^{M-1} \mathbf{A}(1+j) \mathbf{X}(s-1-j) + \mathbf{A}(1) \mathbf{X}(s-1) + \mathbf{U}(s) \\ &= \mathbf{Z}_1(s-1) + \mathbf{A}(1) \mathbf{Z}_o(s-1) + \mathbf{U}(s), \quad (\ell=0) \end{aligned} \quad (4-51b)$$

$$\mathbf{Z}_\ell(s) = \sum_{j=1}^{M-\ell-1} \mathbf{A}(\ell+1+j) \mathbf{X}(s-1-j) + \mathbf{A}(\ell+1) \mathbf{X}(s-1)$$

$$= \mathbf{Z}_{\ell+1}(s-1) + \mathbf{A}(\ell+1) \mathbf{X}(s-1), \quad (\ell = 1, 2, \dots, M-2) \quad (4-51c)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{Z}_{M-1}(s) &= \sum_{i=1}^{M-1} \mathbf{A}(M-1+i) \mathbf{X}(s-i) \\ &= \mathbf{A}(M) \mathbf{Z}_0(s-1) \end{aligned} \quad (4-51d)$$

であるから,

$\mathbf{Z}_0(s) = \mathbf{X}(s)$ と定義し, (4-51) 式における $\mathbf{Z}(s)$ の代わりに

$$\mathbf{Z}(s) = \begin{bmatrix} \mathbf{Z}_0(s) \\ \mathbf{Z}_1(s) \\ \vdots \\ \mathbf{Z}_{M-1}(s) \end{bmatrix}$$

によって, $\mathbf{Z}(s)$ を定義すると (4-51) 式は

$$\begin{aligned} \mathbf{Z}(s) &= \Phi_0 \mathbf{Z}(s-1) + \mathbf{V}_0(s) \\ \mathbf{X}(s) &= \mathbf{H}_0 \mathbf{Z}(s) \end{aligned} \quad (4-52a)$$

$$\text{ただし, } \mathbf{V}_0(s) = \begin{bmatrix} \mathbf{U}(s) \\ \mathbf{0} \\ \vdots \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}$$

$$\Phi_0 = \begin{bmatrix} \mathbf{A}(1) & \mathbf{I} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} \\ \mathbf{A}(2) & \mathbf{0} & \mathbf{I} & \dots & \mathbf{0} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{A}(M-1) & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{I} \\ \mathbf{A}(M) & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{H}_0 = [\mathbf{I} \quad \mathbf{0} \quad \mathbf{0} \quad \dots \quad \mathbf{0}] \quad (4-52b)$$

と変換できる。

5), 第1レベルの部分的な制御系によって制御されている対象プラントのモデルが前項の方法によって制御系をも含めて (4-52a, b) 式の形で得られると, 次にこのモデルを対象として第2レベルに相当する制御系を設計する。この制御系設計は〔制御方式ケース α 〕の設計法で用いた2次形式の評価関数を持つ最適線形レギュレータ理論をそのまま適用する。これは3章1節4項に述べた離散値系のもの (3-39~42) 式を適用するが, その前に適用を考えて式の変換を行う。

対象システムとして, そのモデルが (4-52a, b) 式に示される形に変形して得られたとき状態変数 $\mathbf{X}(s)$ は r 個の被制御変数 $\mathbf{X}(s)$ と v 個の操作変数 $\mathbf{Y}(s)$ から成る $(r+v)$ 次元の縦ベクトル

$$\mathbf{M}_i = \mathbf{P}_{i-1} - \mathbf{P}_{i-1} \Gamma (\mathbf{R} + \Gamma^T \mathbf{P}_{i-1} \Gamma)^{-1} \Gamma^T \mathbf{P}_{i-1} \quad (4-59)$$

$$\mathbf{P}_i = \Phi^T \mathbf{M}_i \Phi + \mathbf{Q} \quad (4-60)$$

$$\mathbf{K}_i = -(\mathbf{R} + \Gamma^T \mathbf{P}_{i-1} \Gamma)^{-1} \Gamma^T \mathbf{P}_{i-1} \Phi \quad (4-61)$$

$$\mathbf{Y}_{I-i} = \mathbf{K}_i \mathbf{Z}_{I-i} \quad (4-62)$$

の繰返し計算を行うことによって、(4-57)式に示された評価関数の上での最適フィードバック制御則である次式

$$\mathbf{Y}_s = \mathbf{K} \mathbf{Z}_s \quad (4-63)$$

が得られる。

なお、以上の理論による解析の為の計算コードは前記した(文献70)を参考に部分的な修正を経て作成したもので(図4.3.1)にその概要の流れを示している。実験から得られた時系列データから直接の相関解析を行う部分がMULCORであり、スペクトル、コヒーレンシの計算を行う部分がMULSPEである。自己回帰モデルの決定を行う部分はMFPEC、であり、同定されたモデルによるシミュレーションスタディとしてインパルス及びステップ応答の計算を行う部分がDECOL、実験時と全く同様のM系列信号を入力してモデルの応答と実験データとの比較を行い、モデルの同定精度を検討する為の計算をする部分がTRJCTRである。また、最適制御系の設計を行うOPTDES、及び最適制御を行った場合インパルス、ステップ、任意の外乱入力に対する応答を計算するOPTSIMから成っている。

6)、前項で第2レベル制御系を設計する事によって、〔制御方式ケースβ〕の設計は終了するが、〔制御方式ケースα〕の設計項目第9項と同様に、OPTSIMを用いて重みQやゲイン行列の余裕についての検討が必要である。

なお、4章1節のところで述べたように、〔制御方式ケースβ〕の設計項目中、第2)項～第6)項は設計手法としてだけでなく、〔制御方式ケースα〕の現場調整法としても有効であり、この過程の簡素化と手順化を6章2節で論じている。

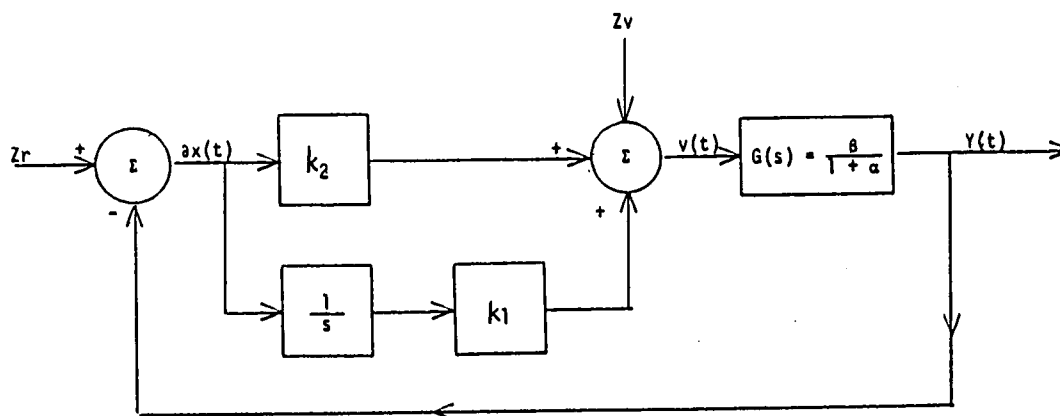


Fig. 4.1.1(a) Improved LQR for linear first order plant.

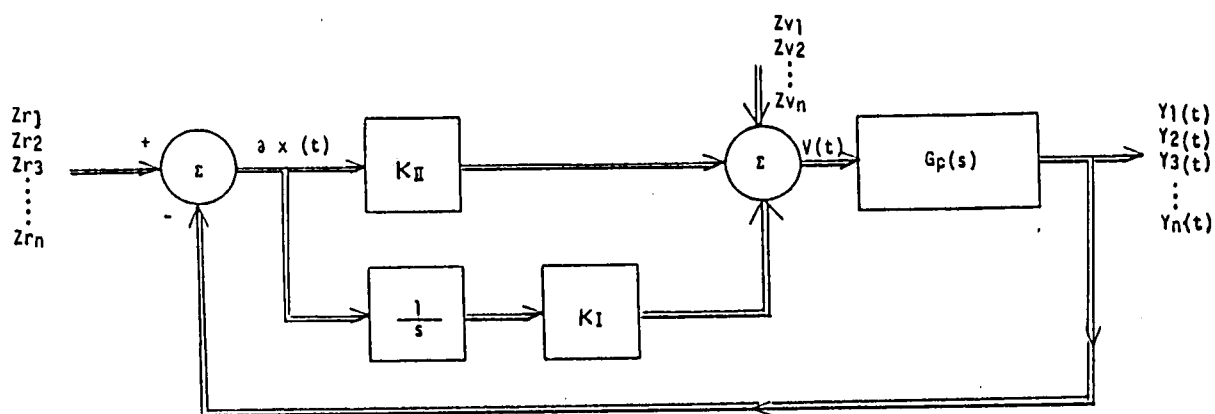


Fig. 4.1.1(b) Extention of Improved LQR for multi variable systems.

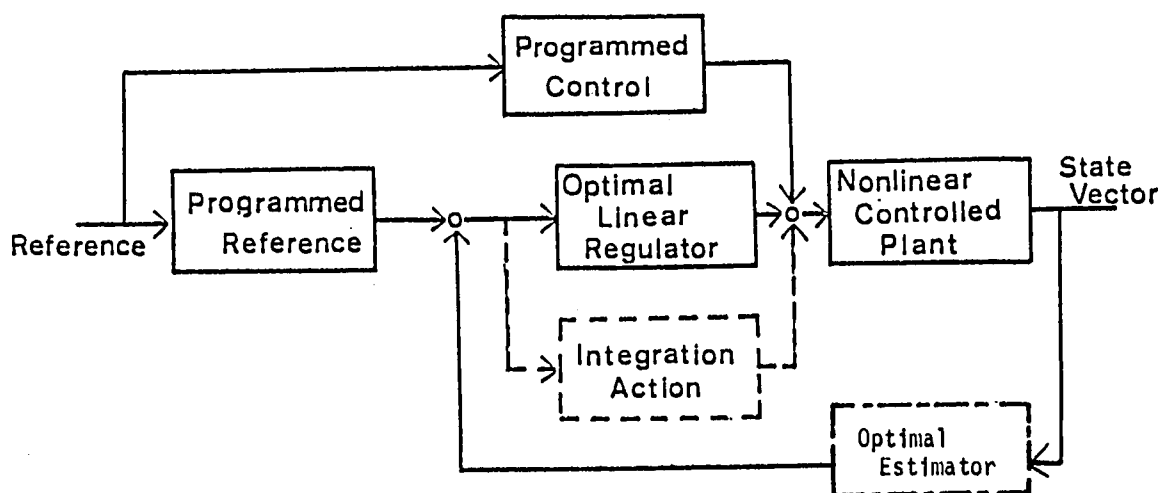


Fig. 4.1.2 Block diagram of control method cases for Reactor Power Change Control.

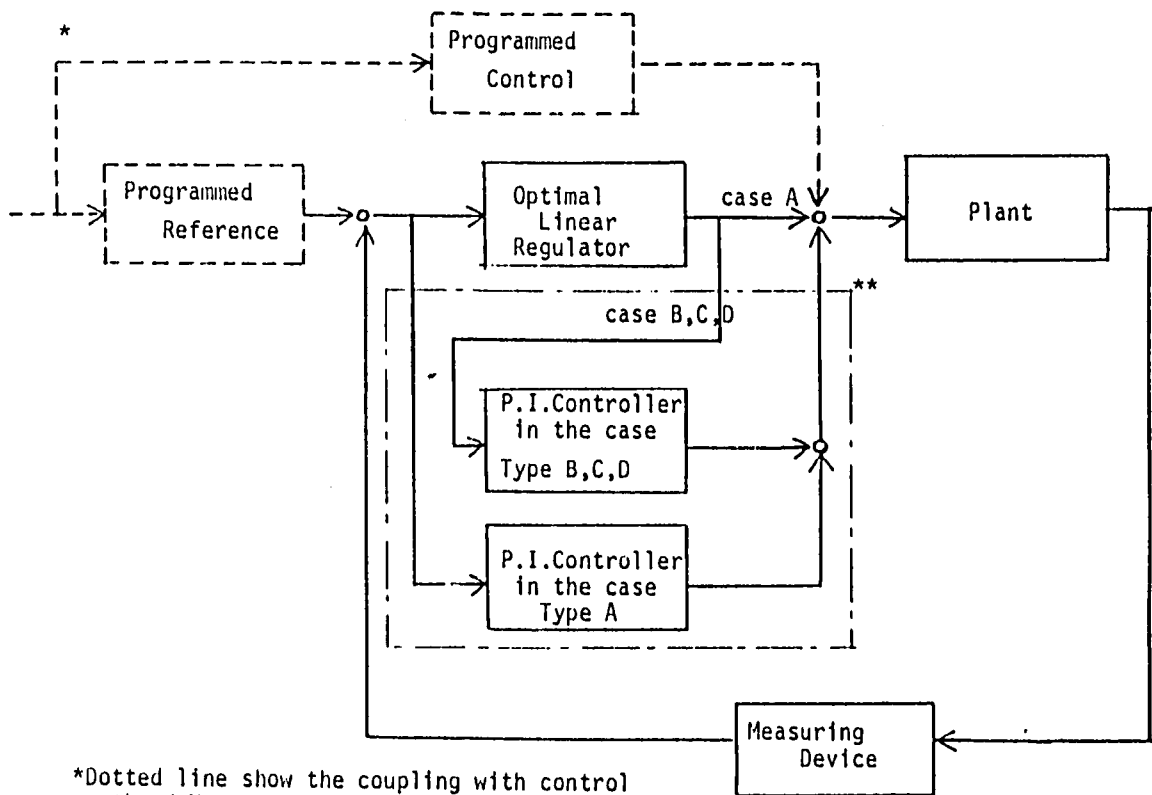


Fig. 4.2.1 Block diagram of control method caseβ.

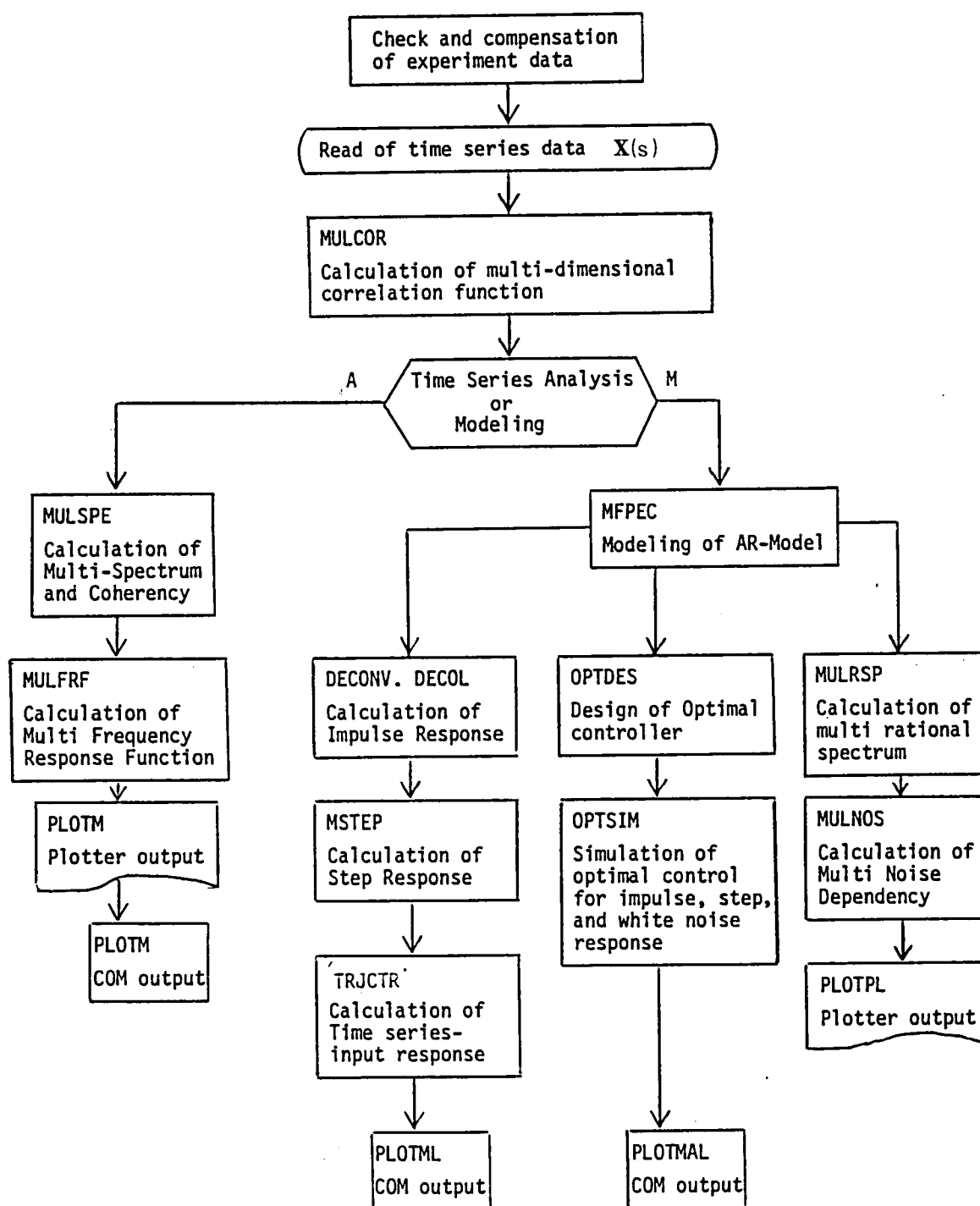


Fig. 4.3.1 Flow chart of programs for design and analysis of the control method cases.

5. 沸騰水型軽水炉プラントモデルに於ける検証

5.1 対象の設定と予備解析

目的と対象

3章に論じたように、最適制御理論の適用には数々の問題点があり、4章に述べるような解決方法を工夫したが、本節では、基本的でかつ最低限の解決方法として4章3節に示した〔制御方式ケースα〕を2章に論じた課題解決を目的として適用し、その効果について検証する。この為、対象としては計算機制御化された実プラントで実験を行う事が望ましいが、この型式の炉で計算機制御化されたプラントは未だに我が国に無い為、やむなく計算機シミュレーション実験で行う事とし、その概要構成図を(図5.1.1.A)に示すような、強制循環方式直接サイクル沸騰水型原子炉プラントの数学モデルを使用した。パラメータとしてはJPDRの値を用いている。

予備解析について

制御方式の設計に入る前に、従来の制御方式の問題点、出力変更に係る動特性、定常制御性との関係についての知見を得る事、及び多変数制御理論を適用し、最適化問題を設定するにあたって一般的な法則がない為に、制御変数、評価変数の設定などの情報を得る事、を目的として予備解析を行った。この結果

- 1), 実際の運転データとモデルの応答を比較し、モデルの妥当性を確認した上で簡略化しうる要素を決定した。
- 2), モデルをできる限り簡略化する為の基本と考えられる特性を把握すると共にモデルによってプラントの動特性を把握し、感度の高い変数、制御上重要と考えられる変数を選択した。
- 3), 簡単な極値探索法等を適用して、評価関数の形、重み等について検討した。
- 4), 評価関数の値そのものがどのような形をしているか多峰性であるか、安定限界範囲とどのような関係にあるかの情報を得た。(文献8)

なお、予備解析に用いたモデルの導出と上記結果の内2)と3)についての結果の一部を付録Iに示している。

モデル簡略化について予備解析結果の反映

予備解析の結果、モデル簡略化について以下の結論が得られた。

- 1), 制御棒反応度 ρ_d 、再循環流量 W 、主蒸気流量 W_g (或いは、主蒸気流量弁開度 A_{VM})、給水流量 W_{FW} (或いは、給水流量弁開度 A_{VFW})、タービン抽気流量 W_{ex} (或いは、タービン抽気流量弁開度 $A_{V_{ex}}$)が出力変更に大きな感度を有する操作変数として考えられるので、これら操作変数の応答を反映させる範囲のモデルが必要である。

- 2), 特に、タービン抽気流量変化はイ)原子炉側の変数の変化を介せず、直ちにタービン内蒸気流量の変化となり、出力変化に直接的に影響を与え、応答時間が速いが、ロ)原子炉出力への影響は他の原子炉側の変数の変化に比較して感度が小さい。ハ)以上の考察から抽気系の利用は小さ

な負荷変動に速やかに追従する目的で補充的な制御系として併用を考えた方が良いと考えられる。しかし、ここでは10%以上の大巾な出力変更問題を考えているので、本解析においては、操作変数から除く事とした。

3)、従来のBWR動特性解析では通常、炉心水位制御系、給水入口温度制御系については独立に取り扱われ、炉心水位、給水入口温度一定の前提条件が置かれている場合が多かった。(文献56, 57) 予備解析においても、仮想した出力制御系、圧力制御系とは大きな相互干渉をもたないのでサブグループ制御系として良好な制御がなされているとみなしうる事を確認した。従って本解析に於いては原子炉水位一定、給水温度一定の仮定条件のもとで、原子炉压力容器入口からタービン出力までの範囲のプラント動特性を表現するモデルを作成することとした。

4)、非線形効果が比較的大きいと考えられる変数は、反応度、炉心圧力、再循環流量、出口蒸気含有率、及び、蒸気流量と弁開度の関係である。

以上の結果、対象とするプラントを(図5.1.1B)に示すように簡略化し、以下に示す簡略モデルを作成した。

簡略化モデル

予備解析結果から中性子動特性式は次の即発跳躍近似を用いても充分妥当であると考えられた。

$$n = \frac{-\Lambda\lambda}{\rho - \beta} c \quad (5-1)$$

$$\frac{dc}{dt} = \frac{\beta}{\Lambda} n - \lambda c \quad (5-2)$$

ここで n は中性子密度、 c は遅発中性子先行核濃度、 ρ は反応度、 β は遅発中性子生成割合、 Λ は中性子平均寿命、 λ は先行核崩壊定数である。

反応度 ρ は制御棒反応度 ρ_d 、燃料温度によるフィードバック反応度及び、炉心部のボイドによるフィードバック反応度の合計で、

$$\rho = \rho_d + \alpha_T \delta T_f + \alpha_v \delta v \quad (5-3)$$

と表わした。ここで δT_f 、 δv は燃料温度、ボイド体積の定常値からの偏差である。 α_T はドップラー効果を主とする燃料温度のフィードバック係数で、 α_v はボイドによる反応度フィードバック係数であり、いずれも実験によって検証された定数値(文献13A, 56, 57, 58)で近似している。

燃料平均温度 T_f は次に示すエネルギーバランス式から求めた。

$$C_f \frac{dT_f}{dt} = N - \dot{Q} \quad (5-4)$$

$$\dot{Q} = H (T_f - T_{sat}) \quad (5-5)$$

ここで C_f : 燃料の熱容量、 N : 原子炉出力で、 N は(5-1)式の n に比例していると仮定した。 \dot{Q} は冷却材へ伝熱する熱量で、冷却材である飽和水の温度 T_{sat} は炉圧力の一次関数で

近似した。また、燃料と冷却水との間の熱伝達係数をHで表わした。

原子炉圧力容器中の水と蒸気についての質量、及びエネルギーバランスから、炉圧Pを求める次式を導出した。

$$R \frac{dP}{dt} = v_f W_{FW} - v_g W_s + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} (\dot{Q} - W(h_f - h_{in})) \quad (5-6)$$

$$\begin{aligned} \frac{dR}{dt} = & (\ell_2 + 2\ell_3 \frac{v_f}{R}) W_{FW} - (\ell_1 + 2\ell_3 \frac{v_g}{R}) W_s \\ & + \frac{1}{h_{fg}} (\ell_1 - \ell_2 + 2\ell_3 \frac{v_{fg}}{R}) (\dot{Q} - W(h_f - h_{in})) \end{aligned} \quad (5-7)$$

この式で

$$\begin{aligned} \ell_1 = \frac{v_{fgo}}{h_{fg}} i_g - k_g, \quad \ell_2 = \frac{v_{fgo}}{h_{fg}} i_f - k_f \\ \ell_3 = (\ell_2 - \ell_1) (m_g i_g + m_f i_f) / h_{fg} \end{aligned} \quad (5-8)$$

である。また、 W_s , W_{FW} , W はそれぞれ原子炉出口蒸気流量、入口給水流量、再循環流量を示し、 v_f , v_g は飽和水、飽和蒸気の密度、 v_{fg} はこれらの差を示している。 h_{fg} は同様に飽和水エンタルピー $-h_f$ と飽和蒸気エンタルピー $-h_g$ の差である。 k_f , k_g は飽和水密度、飽和蒸気密度、の圧力の微係数 $\partial v_f / \partial p$, $\partial v_g / \partial p$ を表わし、 i_f , i_g は飽和水エンタルピー、飽和蒸気エンタルピーの圧力の微係数 $\partial h_f / \partial p$, $\partial h_g / \partial p$ を表わしている。このように、 v_{fg} , v_g , h_{fg} , h_f , h_g は原子炉圧力容器圧力（以下、原子炉圧力という）の1次線形関数で表わしたが v_f は飽和水の非圧縮性を考え、一定とした。従って $k_f = \partial v_f / \partial p = 0$ で、 $k_{fg} = \partial v_{fg} / \partial p$, $k_g = \partial v_g / \partial p$, $i_{fg} = \partial h_{fg} / \partial p$, $i_f = \partial h_f / \partial p$, $i_g = \partial h_g / \partial p$ はそれぞれ定数である。なお、 h_{fgo} , v_{fgo} など添字oはそれぞれの定常状態の値である事を示している。また、 R はPを求める為の中間状態変数である。

炉心部へ入ってくるサブクール水のエンタルピー $-h_{in}$ は付録Iの予備解析の結果、静的なエネルギーバランス式に一次の時間遅れを考慮して近似できると考えられ、

$$\tau_p \frac{dh_{in}}{dt} = \frac{h_f (W - W_{FW}) + h_{FW} W_{FW}}{W} - h_{in} \quad (5-9)$$

で表わした。 h_{FW} は給水エンタルピー、 τ_p は給水が圧力容器に入ってから再循環流と混合し、炉心入口に達するまでの実効的な時間遅れである。炉心部の平均ボイド体積率 v は出口のボイド体積率の1/2であると仮定し、出口蒸気含有率 x の関数で次のように表現した。

$$v = \frac{1}{2} \frac{\rho_f \chi}{(1-\chi)\rho_g s_c + \rho_f \chi} \quad (5-10)$$

s_c は炉心部のスリップ比であり，出口蒸気含有率は炉心部のエネルギーバランスから冷却チャンネル中の輸送時間遅れなど，実効的時間遅れ τ_x を考え次の式で表現した。

$$\tau_x \frac{d\chi}{dt} = \frac{1}{h_{fg}} \cdot \frac{\dot{Q} - W(h_s - h_{in})}{W} - \chi \quad (5-11)$$

原子炉出口からタービンに至る部分は，特に外部との熱のやりとりはないと仮定し，主蒸気流のタービン入口エンタルピー h_t ，タービンの電気出力 \dot{Q}_t について次式で表わした。

$$\tau_h \frac{dh_t}{dt} = h_s - h_t \quad (5-12)$$

$$\tau_Q \frac{d\dot{Q}_t}{dt} = W_s(h_t - h_c) - \dot{Q}_t \quad (5-13)$$

ここで h_c はコンデンサの入口エンタルピーである。また， τ_h ， τ_Q はそれぞれ配管部，タービン部での蒸気の輸送遅れを一次遅れで近似した場合の時定数である。

タービン部での質量及び運動量バランスから，タービン部での圧力変動と流量の動的関係を求めるには，きわめて複雑な計算を要するが，タービン中で流れが断面積に対して均一に分布し，流速が音速以下の場合，Flugelの近似式を用いることができ，

$$\frac{W_s}{W_{s0}} = \sqrt{\frac{P_i^2 - P_c^2}{P_{i0}^2 - P_{c0}^2}} \cong k_0 \frac{P_i}{P_{i0}} \quad (5-14)$$

と表わしうる。ここで P_i はタービン入口圧力， P_c は復水器入口圧力であり，添字 o は定常値を示している。また $P_i \gg P_c$ のとき定数 k_0 を導入して，上式のように近似できる。主蒸気配管や給水配管に於ける圧力損失は，配管に於ける加速，摩さつ，水頭圧損失に比して，バルブによる圧力損失がきわめて大きいので，簡略モデルではバルブの圧力損失のみを考慮して，次式で表わした。

$$\Delta P = k \cdot W_a^2, \quad k = \frac{1}{C_v^2} \cdot \frac{1}{A_v^2} \quad (5-15)$$

ここで C_v は弁の C_v 値で定数， A_v は弁の開度， W_a は弁を通過する流量であり， k を操作変数とした。

以上の基本方程式に JPDR のプラントパラメータ及び実験データ（文献 13 A, 56, 57）から得た実効的なパラメータを用いて非線形方程式を導出した。導出にあたって，(5-7) 式の $2\ell_3 \cdot v_f / R$ の項は省略した。これは $\ell_1, \ell_2 \gg \ell_3$ である上に (5-7) 式に (5-6) 式を代入して得られる次式

$$\begin{aligned}
\frac{dR}{dt} = & \left(\frac{v_{fg}}{h_{fg}} \frac{dh_f}{dp} \Big|_{p_o - k_f} \right) W_{FW} - \left(\frac{v_{fg}}{h_{fg}} \frac{dh_g}{dp} \Big|_{p_o - k_g} \right) W_s \\
& + \left(\frac{\frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\frac{dh_g}{dp} - \frac{dh_f}{dp} \right) - (k_g - k_f)}{h_{fg}} \right) \left\{ \dot{Q} - W (h_f - h_{in}) \right\} \\
& + \left(\frac{\frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\frac{dh_g}{dp} - \frac{dh_f}{dp} \right) - (k_g - k_f)}{h_{fg}} \right) \dot{Q}_{\text{flashing}} \\
& + \left(\frac{m_g}{h_{fg}} \frac{\partial h_g}{\partial p} \Big|_{p_o} + \frac{m_f}{h_{fg}} \frac{\partial h_f}{\partial p} \Big|_{p_o} \right) \frac{\partial v_{fg}}{\partial p} \cdot \frac{dp}{dt} \quad (5-7)'
\end{aligned}$$

と比較すると、 $2 \ell_3 \cdot v_f / R$ の項は (5-7)' 式の第 4, 5 項に相当し、数値計算の結果、 \dot{Q} , W 項の変化量に比して 4 桁も小さい変化量であったことによる。また、すべての変数は変化分で示し変化巾を、100% 出力定常値を 0.5 として係数を数値計算した結果、以下に示す (5-16) ~ (5-23) 式を得た。状態変数は燃料平均温度 T_f 、炉心入口エンタルピー h_{in} 、出口蒸気含有率 x 、炉圧 P 、 P を求める為の中間変数 R 、遅発中性子密度 C 、電気出力 \dot{Q}_t 、タービン入口エンタルピー h_t であり、操作変数は制御棒反応度 ρ_d 、主蒸気流量弁開度に係る係数 k_1 、給水流量弁開度に係る係数 k_2 、再循環流量 W である。

$$\frac{dT_f}{dt} = -0.08054 T_f + 0.01446 P + 0.04569 N \quad (5-16)$$

$$\begin{aligned}
\frac{dh_{in}}{dt} = & -0.1 h_{in} + 0.02845 P \\
& - \left(\frac{0.0042}{0.5+W} \right) (0.1389 P + 0.2778 P \cdot W_{FW} + 0.2878 (W_{FW} - W)) \quad (5-17)
\end{aligned}$$

$$\frac{dx}{dt} = -x + \frac{0.5}{0.5+W} \left\{ 1.448 \dot{Q} - (0.5+W) (10.88 P - 38.25 h_{in}) + 1.46 W \right\} \quad (5-18)$$

$$\begin{aligned}
\frac{dR}{dt} = & -0.1142 W_s + 0.0006 W_{FW} + 0.1136 \left\{ 1.448 \dot{Q} - (0.5+W) \right. \\
& \left. (10.88 P - 38.25 h_{in}) - 0.46 W \right\} \quad (5-19)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{dP}{dt} = & 0.0022 \{ W_{FW} - \{ 1.448 \dot{Q} - (0.5 + W) (10.88P - 38.25 \text{ hin}) \\ & - 0.46 W \} + 0.1051 (0.5 + v_g) \{ 1.448 \dot{Q} - (0.5 + W) (10.88P \\ & - 38.25 \text{ hin} - 0.46 W - W_s) \} / (0.5 + R) \end{aligned} \quad (5-20)$$

$$\frac{dC}{dt} = -0.0815 C + 0.0815 N \quad (5-21)$$

$$\frac{d\dot{Q}_t}{dt} = 11.288 h_t + 9.8413 P + 9.6825 k_2 - 0.1587 k_1 - 10.0 \dot{Q}_t \quad (5-22)$$

$$\frac{dh_t}{dt} = 0.3486 h_f - 0.3486 h_t \quad (5-23)$$

なお、補助方程式として以下の (5-24) ~ (5-32) 式が得られた。

$$W_s = 0.98413 P + 0.96825 k_2 - 0.01587 k_1 \quad (5-24)$$

$$v = \frac{0.240 x - 0.2623 P}{0.482 + 0.52468 P + 0.4890 x} \quad (5-25)$$

$$\rho_t = \rho_d - 2.68 T_f - 11.77 v \quad (5-26)$$

$$N = -0.5 (c + \rho_t) / (\rho_t - 0.5) \quad (5-27)$$

$$\dot{Q} = 1.763 T_f - 0.3164 P \quad (5-28)$$

$$T_{sat} = 0.4147 P \quad (5-29)$$

$$h_f = 0.2779 P \quad (5-30)$$

$$v_g = -1.0868 P \quad (5-31)$$

$$\rho_g = 1.093 P \quad (5-32)$$

以上の非線形モデル式 (5-16) ~ (5-23) 式に補助方程式 (5-24) ~ (5-32) 式を代入し、4章3節に述べた計算プログラム LINSTAC を用いて得られた線形モデル式の内 100% 定常値近傍で線形化した結果、以下の (5-33 ~ 40) 式を得た。

$$\frac{d}{dt} T_f = -0.202995 T_f - 0.267838 x + 0.307173 P + 0.04569 C + 0.04569 \rho_d \quad (5-33)$$

$$\frac{d}{dt} \text{hin} = -0.1 \text{hin} + 0.024904 P + 0.000038 k_1 - 0.002341 k_2 + 0.002418 W \quad (5-34)$$

$$\frac{d}{dt}\chi = 2.552824 T_f + 19.125 \text{ hin} - 1.0 \chi - 5.898147 P - 1.46001 W \quad (5-35)$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}R &= 0.293064 T_f + 2.19555 \text{ hin} - 0.788904 P + 0.001803 k_1 - 0.109993 k_2 \\ &\quad - 0.052808 W \end{aligned} \quad (5-36)$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}P &= 0.257069 T_f + 1.925887 \text{ hin} - 0.693045 P + 0.001598 k_1 - 0.097503 k_2 \\ &\quad - 0.046322 W \end{aligned} \quad (5-37)$$

$$\frac{d}{dt}C = -0.21843 T_f - 0.477758 \chi + 0.52213 P + 0.08150 \rho_d \quad (5-38)$$

$$\frac{d}{dt}\dot{Q}_t = 9.8413 P - 10.0 \dot{Q}_t + 11.288 \text{ ht} - 0.1587 k_1 + 9.6825 k_2 \quad (5-39)$$

$$\frac{d}{dt} \text{ht} = 0.096869 P - 0.3486 \text{ ht} \quad (5-40)$$

モデル固有の外乱応答と非線形性

シュミレーション実験はモデルをハイブリッド計算機のアナログ計算部上に組んだ(図 5.1.2)ものと、FACOM社製M-200 デジタル計算機によるものと両方で行ない、詳細モデルと比較して簡略モデルの妥当性を確認した。そこで次に(5-16 ~ 32 式)に示す非線形モデルと(5-33 ~ 40 式)に示す線形モデルを比較して非線形性がそれぞれの外乱についてどの程度のものかを検討した。

(図 5.1.3)に再循環流量W, 制御棒反応度 ρ_d の各外乱に対する主な変数の非線形効果を示しており、応答のピーク値を線形モデルの場合のピーク値と比較している。この比較から、非線形効果の最も大きい外乱は再循環流量の外乱であり、非線形性の大きい変数は中性子束N, 原子炉圧力P, タービン出力 \dot{Q}_t などであることが分かった。なお、主蒸気バルブ開度係数 k_1 の外乱の場合は大部分の変数において1と0.962の間にあった。さらに、モデル簡略化の項で述べたように、以上のモデルに対し、炉心水位、給水入口温度については良好なサブーループ制御がなされているとみなして以後の解析では給水流量弁開度に係る係数 k_2 を操作変数から除外し、 $W_s = W_{FW}$ の仮定を設定した。

5.2 制御方式ケース α の設計と検討

5.2.1 制御系の設計と定常制御性の検討

前節の(5-33 ~ 5-40)式線形モデルに対して3章1節(3-29 ~ 36)式に示す二次形式評価関数を持つ最適線形レギュレータ(以下LQRと略称する)理論を適用し、4章3節に述べた計算プログラムGAINを用いてLQRを設計した。同様に4章3節に述べた計算制御用プログ

ラム CONT を用いて、まづ線形モデルに対して LQR を適用し、その制御性を確認したのち、この LQR を線形化する以前の非線形モデルに適用し、その制御性を検討した。次に 4 章 1 節に述べたように問題解決策 B としての積分効果を検討し、BWR プラントの制御系として望ましい制御性を得る為に、積分経路の検討を試行錯誤的に行なった。

LQR 適用による制御性の検討

100 %定格値近傍の線形化モデルに対して LQR ゲイン行列を求め、これを (表 5.2.1) に示している。これを用いて線形モデルの反応度外乱、再循環流量外乱、主蒸気流量外乱に対する制御性を検討した。(表 5.2.2) に、それぞれ 10% ステップ状の外乱に対して、全く制御しない場合に比して LQR を適用した場合の、主な変数の設定値からの偏差の最大値 (以下では、ピーク値と呼ぶことにする) がどれほど減少するか、の割合を示している。次に、非線形モデルに対して、線形モデルから得られた LQR ゲインを用いて同様の外乱応答を計算し、非線形対象にどの程度の定常制御性があるかを検討した。(図 5.2.1) に代表的な一例として再循環流量を 10% ステップ状に変えた時に、全く制御しない場合と LQR フィードバックゲインを用いた場合の主要な変数の応答を比較して示している。この応答例から明白なように、LQR を非線形対象に適用した場合にも、きわめて優れた制御性が得られるものの、原子炉圧力、タービン出力、等の応答において 4 章 1 節で考察した定常偏差を残していることが確認される。次に、線形モデルに外乱を入れた場合、非線形モデルに外乱を入れた場合、それぞれに LQR を適用し、それぞれの場合における主要な状態変数の応答を比較し、LQR 適用の対象を線形から非線形にした場合の制御性の変化について検討した。(図 5.2.2) に主要変数である C , T_r , \dot{Q}_t , P について、感度の高い再循環流量、反応度のステップ状外乱を加えた場合の応答のピーク値の減少割合の値についての比較を示している。以上の検討からこのケースについて以下の事が考察された。

1), 直接サイクル再循環流量方式 BWR 全ての状態変数、制御変数に外乱を加えたとき、最も高い感度を持つ外乱は再循環流量外乱であり、次いで、反応度外乱、主蒸気流量外乱である。

2), LQR を適用するだけでは制御偏差を残すことが確認された。すなわち、再循環流量外乱の場合 10% ステップ状外乱投入に対する線形モデルの応答では、この偏差は、炉圧で約 3.62%, タービン出力で約 4.7 %, 非線形モデルの応答では、その偏差はそれぞれ、3.5 %, 4.54 % である。反応度に、10% ステップ状外乱を投入したときは線形モデルの場合、炉圧で 1.0 %, タービン出力で 1.32 % であり、非線形モデルの場合、それぞれ 0.20 %, 0.26 % である。このことから、これらのケースについては非線形モデルに LQR を適用した方が、線形モデルに LQR を適用するよりも制御偏差が小さいと考えられた。

3), 非線形モデルに線形モデルから得た LQR を適用した場合の制御性を検討した結果、特に大きな制御性の悪化はなく、非線形モデルの場合も線形モデルと同様良好な制御性が得られる事が判った。(図 5.2.2) から外乱投入時のピーク値について考察すると、非線形モデルの場合は、投入外乱の大きさに比してピーク値が大きく減少している。また、反応度外乱の場合の方が、再循環流量外乱の場合より、小さな減少割合である。しかし、これは、それぞれのモデルの制御系の機能していない場合のピーク値に対する比較であって、非線形モデル、線形モデル両方のピーク値の絶対値を比較した場合を考えると、例えば最大の減少割合を持つ再循環流量 60% ステップ

状外乱の場合には、非線形モデルの遅発中性子先行核濃度 C のピーク値は線形モデルの場合の約1.07倍であり、反応度60¢ステップ状外乱の場合には1.002倍であった。総合的に判断する為、評価関数値を(表5.2.3)の第1, 第2欄に示しているが、以上の考察の結果と同様に線形モデル、非線形モデル共にほぼ同じ値を示している。再循環流量外乱の場合、わずかではあるが、非線形モデルの方が小さい値を示している。評価関数値を時間的に検討した結果、ピーク値の現われる30秒以前では線形モデルの方が小さい値を持っているが、40～100秒で(図5.1.3)に示したような非線形効果を反映して、非線形モデルの方が小さい値となる事が原因している。なお、反応度外乱の場合は(図5.1.3)からも示されるように非線形効果が小さく、線形モデルから得られたLQRを非線形モデルに適用した場合の制御性の悪化も小さかった。

積分経路の付加効果と検討

LQRのフィードバック系路は、このモデルが8状態変数と3制御変数から構成されている為、 8×3 組が考えられる。これらの系路のいずれに積分経路を付加するかを選択する事は次のような考え方を基礎に、試行錯誤的に計算機によるシミュレーション実験で行った。まず、1)制御系をつけない状態で操作端にステップ状外乱を加えたときのシミュレーション実験から状態変数の応答感度の高い操作変数を選択した。すなわち、制御棒反応度 ρ_d 、再循環流量 W を選定した。2)状態変数にステップ状外乱を加えたときに、他の状態変数の応答に対して感度が高いと同時に、制御時の振動を避ける為、応答の時間が遅い状態変数を選択した。さらに、3)制御目標に照らし、制御偏差がより問題となる状態変数を選択した。すなわち、タービン出力 \dot{Q} 、炉圧 P を選定した。次に制御系をつけて、上記4組のフィードバック経路の組み合わせに積分経路を付加してシミュレーションを行った結果、 $P \rightarrow \rho_d$ 、 $P \rightarrow W^*$ の方が \dot{Q} 、量をフィードバックするよりも優れた制御性が得られる事が判った。(図5.2.3)に非線形モデルに対してLQRと $P \rightarrow \rho_d$ 経路に積分要素を付加した制御系をもつ対象に10%の再循環流量 W ステップ外乱を加えた場合の応答を一例として示している。(図5.2.4)には再循環流量外乱、反応度外乱の場合を例にとって非線形モデルにLQRを適用し、更に2通りの積分経路 $P \rightarrow W$ と $P \rightarrow \rho_d$ を付加した場合の制御性の改善度を示している。改善度は非線形モデルに制御がなされていない場合に比してLQRと積分経路を付加した場合に、各状態変数のピーク値がどれほどまで減少するかを示している。なお、点線は線形モデルの場合である。

一方、(表5.2.3)には評価関数値での比較を示している。

再循環流量外乱の場合、 $P \rightarrow \rho_d$ の積分経路のとき、評価関数値(Performance Index Value; 以下P.I.Vと呼ぶ)はLQRだけの場合に比して約0.81～0.83倍になるのに反し、 $P \rightarrow W$ の場合には0.71～0.83倍となり、 $P \rightarrow W$ への経路に積分要素を加える方が制御性を向上させている。また、反応度外乱に対する応答では $P \rightarrow \rho_d$ の経路に積分要素を加えるとき、0.75～0.77倍となるのに対し、 $P \rightarrow W$ の場合は0.55～0.56倍となってやはり制御性を向上させている。以上の積分経路付加についての試行錯誤的な検討から次の事が考察された。

* $P \rightarrow \rho_d$, $P \rightarrow W$: 原子炉圧力 P から制御棒反応度 ρ_d , 原子炉圧力 P から再循環流量 W へのフィードバック経路を以下この様な記号で表わしている。

1), LQR を適用した時, ステップ状の外乱等に対する制御偏差の解消は, 1つの積分要素を付加する事で解決できる。特に, 原子炉圧力Pの定常制御偏差の解消は, 原子炉プラント定常制御性の改良の点から有効と考えられる。

2), 再循環流量外乱や反応度外乱等, いずれの場合においても炉圧Pから再循環流量Wへのフィードバック経路に積分要素を投入する事が, 制御性改善の上から最も有効であると云える。

3), この場合, (表 5.2.3) から評価関数値は 100 秒までの計算で約 8 割以下に減少し, 外乱の大きさには左右されない。ピーク値の改善度は(図 5.2.4, 2)から LQR だけの場合に比して約 50 % 以内に減少している。

4), 積分要素をどのフィードバック経路に付加するかという試行錯誤は制御パラメータの探索における試行錯誤と違って, フィードバック経路の選択であるから, 試行数も少ない上に制御目標や外乱感度等の事前知識を直感的に役立てる事ができ, きわめて容易に短時間に行える。

なお, (表 5.2.3) は LQR に積分経路を付した制御方式を非線形モデルに適用した際に, 線形モデルに適用した場合に比して, どの程度, 制御性が悪化するかの検討材料も右欄に同時に示しており, たとえば, 再循環流量 60 % 外乱の場合でも評価関数値で 6.5 % の悪化に止まっている。

5.2.2 出力変更制御性の検討

前項で, LQR の適用と積分要素の付加による良好な定常制御性が得られたので, この方式に更に目標値の変更に対応して予めプログラムした制御出力及び LQR のフィードバックゲインを適切な値に切替える方法を加えて〔制御方式ケース α 〕の設計を行ない, 出力変更制御に適用した場合の制御性の検討を行った。併せて線形モデルを対象とした場合と非線形モデルを対象とした場合を比較し, 理論モデルから異っている実際の対象への適用性を検討した。また, 負荷追従制御問題の重要な課題の 1 つとして出力変更の速度の検討を行なった。さらに, この制御方式が準静的なとり扱いを行っている点で問題がないか否かを検討した。

±10%/10秒の出力変更制御性

出力変更の一例として定格出力の 10% 変更を 10 秒で達成する制御を例にとって, 制御性を検討した。(表 5.2.4) に非線形モデルにおける -10%/10 秒ランプ状出力変更の種々の応答を検討している。表にはそれぞれの場合の応答のピーク値, 整定値について絶対値(目標値が 0 の場合で表中 ** 印で示している)と目標値の変化巾に対する割合で比較したものである。ここで, 整定値とは応答が整定したとみなせるに十分な時間を経た時の値を意味するものと定義し, 以下, 単に整定値と呼ぶことにする。表の i) は LQR を用いないプログラム制御だけの場合で, 出力変更の際して -1%/1 秒の割合で目標値とその目標値に対応する定常制御出力を計算機制御を前提としてプログラム変更(スケジュール変更)した場合である。ii) は i) のプログラム変更に, 100% 定格出力状態の LQR フィードバック制御を施した場合の応答である。iii) は更に, 積分要素を LQR の ($P \rightarrow p_d$) 経路に付加した場合である。iv) は ($P \rightarrow W$) 経路に付加した場合である。いずれの場合も, サンプリング 1 秒のデジタル制御を行っている。一方, 対象とするモデルが非線形であるが故に, 出力上昇の場合と出力減少の場合を比較しなければならない。そこで, 定格出力時の LQR と炉圧 P から再循環流量操作フィードバックループに積分要素を付加した制御

系を用いて、 $V + 10\%$ / 10秒の出力変更を行ったときの主要な変数の応答を（図 5.2.5）に示した。応答曲線から、いずれの変数においても減少側の出力変更の場合はオーバーシュートがやや大きい。しかし整定時間は減少側、増加側に差が見られず、共に 56 秒近辺である。タービン出力で見ると、オーバーシュートのピーク値は共に 24 秒で現われ、その大きさは出力増加の場合、変更中の 4.4%，出力減少の場合 7.5% である。このことから、このモデルは出力減少の場合の方がピーク値が大きく、以下、本論において出力減少の場合の制御性の検討を行う事によって代表させることとした。

出力変更速度の検討

出力変更速度と制御性を検討する為に -10% の出力変更を 2 秒、10 秒、50 秒で行った場合を比較した。（表 5.2.5）にピーク値と 100 秒における整定値を目標値の変更中に対する割合の%値で示すと共に、変更中の 1% 以内に整定する時間を示した。ピーク値については 5% / 秒のものが最も大きく、タービン出力で 10% 、遅発中性子生成割合 C においては 40% 、中性子束は 373% になるのに対し、変更速度 0.2% / 秒の場合は、それぞれ 1.2% 、 5% 、 27% である。この 3 例から、ピーク値は変更速度に比例して大きくなり、定格の 125% でスクラムをする制限条件から考えるとこの制御方式による出力変更速度の限界は 100% 出力から 110% 出力へ出力増加をする場合を含めて 10% / 6 秒近傍にあるものと考えられ、出力減少方向には、新たな制約条件を設定しない限り、 10% / 2 秒でも問題はない。また整定時間の観点から考察すると、 C, N, T, \dot{Q} 等の状態変数は変更速度が速い方が速く整定するが、原子炉圧力 P については変更速度の速い場合には、やや大きなピーク値を持つ為に整定時間が遅くなる傾向を示している。しかし、 10% / 6 秒の変更速度であれば、圧力変動をピーク値、整定時間、共に充分小さく抑えることができると考えられる。この場合の \dot{Q} の整定時間は約 9 秒である。

LQR フィードバックゲインの切替の検討

いままでの検討は全て 100% 定格出力時の LQR フィードバックゲインを用いてきたが、ここで、それぞれの出力変更の目標値に対して予め（4-31）式のリカッチ型方程式を解いて得られたゲイン行列の各要素を考察すると、フィードバックゲイン行列の要素のいくつかは各出力レベルに対して大巾に変化している（図 5.2.6）。そこで出力変更を行う過程で使用している LQR ゲイン行列を一定に保った場合、LQR ゲイン行列も対応した値に変化させた場合、いずれの方法が出力変更制御として良い制御性を持つか否かを吟味する事とした。すなわち、非線形モデルに LQR を適用し、原子炉圧力 P から再循環流量 W へのフィードバック経路に積分要素を付加し目標とする出力に対応してフィードバックゲインを切り換えてゆく〔制御方式ケース α 〕の出力変更制御特性を検討した。50% の出力変更を 25 秒で行う場合を例にとりて i), 100% 定格出力のフィードバックゲイン KK_{100} を用いた場合、ii), 50% 定格出力のフィードバックゲイン KK_{50} を用いた場合、iii), 最初 KK_{100} を用い 10 秒を経た時点で KK_{50} に変更した場合、iv), 5 秒づつの間隔で KK_{90} , KK_{80} , KK_{70} , KK_{60} , KK_{50} と目標値の変更に合わせてフィードバックゲインを切り換えた場合の 4 通りのケースをシミュレーション実験した。（表 5.2.6）はそれぞれ i) ~ iv) のケースについて、ピーク値と 100 秒における値の目標値からのずれを比較したものである。この比

較検討から制御性に大きな差は生じないが、 KK_{90} から KK_{50} まで5段切り換えたケース iv) の場合及び KK_{50} を用いたケース ii) の場合がわずかに良い制御性を持っていると考えられる。同時に、フィードバックゲインの切り換えに伴って制御応答に乱れが生じず、根本的には静的な制御パラメータを準静的に用いている点で問題がないこと。更に、フィードバックゲインが(図 5.2.6)に示す如くそれぞれの定常出力に対して異った値をとるにもかかわらず、いずれの値を用いても良好な制御性を持つ事、等を確認した。

LQR ゲインの安定性の余裕についての検討

制御系の実現にあたってフィードバックゲインの各要素が何らかの事由で一律に変動した場合の制御系の安定性について検討した。1), -10% の出力変更の場合にフィードバックゲイン行列 K を $K_0 (1+0.5)^n$, $n = 1, 2, \dots, n$ と変化した。2), 同じ条件下でフィードバックゲイン行列 K を $K_0 (1-0.5)^n$, $n = 1, 2, \dots, n$ と変化した。これらのシミュレーション実験の結果、不安定に至るそれぞれの制御性を示したのが(表 5.2.7)である。 $1.0 K_0$ を中心に安定領域は $0.5 K_0 \sim 2.25 K_0$ 近辺であり、 K の増加方向に安定領域が広い事を示している。しかし、 K が増加方向で示す不安定現象は($K = 3.375 K_0$ の場合)単調発散を示しているが、 K が減少方向($K = 0.25 K_0$)で示す不安定現象は最初かげの振動が生じ、振動が大きくなって発散する不安定現象を示す事が分かった。この事から、この制御方式ではフィードバックゲイン要素が大きくなる方向に変化した場合よりも、小さくなる方向に変化した場合の方が異常状態に至る時間が長く、なんらかの適切な処置を行う時間的余裕の観点から、フィードバックゲイン要素が大きくなる方向に変化しないような防護策をとる事が安全性上有効であると考察される。

5.2.3 制御系統の構成上の検討

前項では〔制御方式ケース α 〕の設計と、適用性の検討を行った。本項では、この制御方式の実現を前提に制御系統構成の観点からシミュレーション実験を通じて検討を加える。

3.4 章に述べたように、本制御方式は計算機システムを用いた集中制御形態を取る事を前提としており、3章2節第2項で、原子炉プラントの計算機制御化における技術的確認を得るに至った研究過程について述べた。本項では、特に、この〔制御方式ケース α 〕を計算機システムを用いて実現する場合を想定して構成上の観点から2.3の基本的な検討を加えた。

フィードバック経路断線に伴う制御性の検討

アナログ計算機上に組んだ非線形モデルを実対象と仮定し、4章3節に述べた〔制御方式ケース α 〕の計算機制御プログラム CONT をデジタル計算機部で実行する制御系統を前提とした場合に、制御系統のハードウェア上の故障である1フィードバック経路の断線がシステム全体に与える影響を把握する事を目的としてシミュレーション実験を行った。この結果を(表 5.2.8)に示している。

この結果から以下の事が考察された。

1), 遅発中性子Cからのフィードバック信号経路が断線した場合には、系は直ちに不安定となる。

2), 不安定には至らないが, ピーク値が最も大きくなるのは出口蒸気含有率 x からの信号線の断線の場合で中性子束 N のピーク値は目標値変更中の 239 % に達する。

3), 制御目標であるタービン出力 \dot{Q}_T のピーク値が最も悪化するのは圧力 P からの信号線が断線した場合で, 約 111 % に達する。この場合, 圧力のピーク値も定格の約 1 % に達する。

4), 整定値の観点からも, 圧力 P の信号線が断線した場合に中性子束 N が 87 %, 燃料板温度 T_f が 109.4 %, タービン出力 \dot{Q}_T が 104.1 % になり, 他の信号線の断線の場合に比して最も悪化度が大きい。

状態変数フィードバックの検討

前項までの検討において, [制御方式ケース α] は全ての状態変数フィードバックを行う LQR の制御構成を前提としたものであり, 4 章 1 節に示すように Kalman-Bucy フィルタ等の推定器を用いる事によって全ての状態変数を出力変数として測定しうる事を前提にしていた。しかし, (5-16) ~ (5-23) 式に示される 8 個の状態変数の中で, 通常, 測定可能な状態変数は, 原子炉炉心入口エンタルピー h_{in} , 原子炉圧力 P , タービン出力 \dot{Q}_T , タービン入口エンタルピー h_T の 4 個であり, また遅発中性子先行核濃度 C についてはカルマンフィルタを用いて良好な推定結果が得られている事が示されている。(文献 50) そこで, (h_{in} , P , \dot{Q}_T , h_T , C) を測定可能な状態変数, 或いは出力変数の組み合わせと考え, いわゆる出力フィードバック制御を基本とした制御性について検討した。

一方, 5.2.2 項に示したように, この対象に適用する LQR のフィードバックゲイン (4-30) 式の要素の大きさを比較すると最小は 0.6×10^{-4} から最大は 1,696 まで分布している。いま, この制御方式の実現を考慮した場合, 前項に述べたように断線による安定性が損われる事を避ける為に各フィードバック経路を 2 重化するような対策が必要であり, この為にはフィードバック経路の数は少ない方が望ましい。すなわちゲインマトリックス K の値の小さい要素のフィードバック系統は省略するといった考え方ができる。通常, 同程度の大きさを持つ要素から構成されている K において部分的にフィードバック系路を省略した制御系を用いた場合の評価関数値は元の LQR を用いた場合の評価関数値に比して悪化する事が示されている。(文献 75) しかし, ここで検討している [制御方式ケース α] は基本となる LQR 制御方式を非線形な対象に適用し, 更に 1 フィードバック経路に積分要素を挿入したものであるから部分的なフィードバック経路の省略が全体の制御性に与える影響は不明である。そこで, フィードバックゲイン行列 K の簡略化をできるか否かの可能性について併せて検討した。

シミュレーション実験は [制御方式ケース α] を用いて -10%/10 秒の出力変更制御を行う際に,

1), 前記した測定可能な状態変数以外の変数のフィードバック経路を省略する。すなわち, LQR フィードバックゲイン行列 K_0 の代わりに, (表 5.2.9 A), ケース A に示す K_1 を用いた場合。

2), K_0 の代わりに比較的に大きなゲイン要素だけを残した (表 5.2.9 A), ケース B に示す K_2 を用いた場合。

3), K_0 の代わりに比較的に小さいゲイン要素を削除して得られた (表 5.2.9 A), ケース

Cに示す K_3 を用いた場合

4), K_0 の代わりに小さなゲイン要素を削除し, かつ出力変数の経路のゲインに限ったもの, すなわち, (表 5.2.9 A) に示すケースAで0にした要素, 及び, ケースCで0にした要素を共に0にした場合 (以下 K_4 を用いるケースDと呼ぶ) の4種の場合について行った。それぞれの主要な状態変数の応答から, ピーク値と整定値を目標値に対する割合で求めて (表 5.2.9 B) に比較している。この表から, 4ケースともに制御性の悪化は K_0 の場合 (表 5.2.5) に対して許容しうる範囲である事を示している。また, A) のケースで測定可の出力変数フィードバック経路のゲイン要素を残したのも, 更に小さいゲイン要素を削除したC) のケースの場合でもその制御性に特に変化はない。ゲイン行列の全要素を持つ場合と比較すると, C), B), D), A) の順でこれに近い特性を持つ。これは, A) やD) のケースのように, 測定不可能な出力に対応するゲイン行列要素を削除する事は求まった制御則そのものの性質を考慮していない事であり, B) やC) のケースはゲイン要素の大小の観点から制御則の特性を考慮して簡略化している為ゲイン行列の全要素を持つ場合と同様の特性を示すものと考えられる。

以上の考察からケースD) の制御形態がもっとも構成が簡単であるにもかかわらず, 他のケースと同様の制御性がえられる事から効果的と考えられ, この場合のブロック図は (図 5.2.7) のように示される。この図から, この制御形態の場合はフィードバック系統構成が少ないので, アナログ制御系として組み立て得る可能性も有していると云える。

5.2.4 他の設計法との比較検討

4章3節に述べた〔制御方式ケース α 〕の設計法について他の方法と比較して優位性を検討した。最適制御系を設計する他の方法の代表として3章1節に論じたように最適線形レギュレータ理論の応用に次いで一般に適用の可能性が強いと考えられる手法として非線形計画法を選定した。

この手法による設計方法は, 定常制御を目的とした評価関数を設定して, この評価関数を最小とするフィードバックゲイン行列要素を非線形計画法を用いて決定しようとするものである。その結果, 得られた制御則の持つ制御性と5.2.1項に示す〔制御方式ケース α 〕の定常制御性を比較する一方, 設計の過程を比較検討した。なお, 比較のため, 5.2.1項で用いたものと同じく (5-1) ~ (5-15) 式に表現される8状態変数, 3制御変数の再循環方式直接サイクルBWRを模擬する非線形モデルを制御対象とし, 非線形計画法で設計する制御構造を最適線形レギュレータ制御方式と同じ構造と仮定した。

設計の方法と計算システム

5章1節で行った外乱に対する定常制御応答の解析結果を反映して, モデルの系全体に最も感度の高い外乱であると考えられる再循環流量10%外乱を代表的な外乱と考え, この外乱を投入した際に, (3-30) 式で表わされる評価関数値が最小となるように, フィードバックゲイン行列 K の各要素を非線形計画法の手法を用いて探索し, 決定しようとするものである。

1), ゲイン行列 K の各要素の探索とモデルの時間領域の応答, 評価関数値の計算はハイブリッド計算システムを用いて (図 5.2.8) に示す構成で行った。

2), 対象の非線形モデルはアナログ計算部に作成した。アナログ計算機回路のブロック図は

(図 5.1.2) に示したものと同一である。

3), 制御系統はデジタル計算機で模擬しモデルに対しては十分に連続系とみなしうるようにサンプリング時間は 1 秒とした。

4), 制御の為のサンプリング時間, 及び評価関数の計算用の時間の設定はクロックパルスを計測し論理回路と割込機能を用いて行った。

5), 制御出力の計算, 入出力サンプリング機能の制御最適化の計算はデジタル計算機で行った。これらの計算と制御のプログラムの流れを (図 5.2.9) に示している。

6), 非線形最適化計算部 ((図 5.2.9) の * 印部) のプログラムは米国 EAI 社製の ALPAC コード (文献 76) を用いた。このコードの非線形最適化アルゴリズムはイ) Gradient search (勾配探索法)。ロ) Accelerated-gradient search (加速勾配法)。ハ) Variable Metric search。ニ) Conjugate direction (共役方向法)。ホ) Pattern search (パターン法)。ヘ) Simplex search ト) Parallel tangent search。チ) Normalized gradient search である。これらの方法のうち、イ) ロ) ハ) ニ) は探索の過程で部分的に準最適化をくり返して行うサブルーチン a) Fibonacci b) Golden Section c) 二次フィッティング I と d) 二次フィッティング II を適時選択して用いている。(文献 76)

設計結果と考察

1), 前述したアルゴリズムを用いて行った設計, すなわち, ゲイン行列要素を探索によって決定した結果を (表 5.2.10) に示している。それぞれの探索アルゴリズムについて, (a), 最小値となるまでの試行回数, (b), 評価関数の最小値, (c), 総試行回数, (評価関数値が変更された回数) を示している。Run 2 は任意値を初期値, Run 6 は Run 4 で求めた値を初期値としている。他のケースは全てゲインマトリックスの各要素 $K(i, j) = 0$ を初期値としている。なお Simplex 法を用いた探索は不能で, 解は得られなかった。解の得られた各場合について, イ) Normalized Gradient 法を用いた場合は, 初期値をいろいろ変えて試みたが, 試行ごとに最適解近辺と思える異った解が, 求まるだけで収束性が悪い。ロ), 評価関数値の改善された回数は Conjugate direction 法を用いた場合が, 一番多くこの方法によって最も小さな評価関数値を得た, ハ), 最小値に至る試行回数の少ない探索法は Accelerated gradient 法, Variable metric 法, Parallel tangent 法であった。ニ), 探索法の類似するものは求めたゲイン行列 \mathbf{K} の各要素の値も類似し 2 通りの \mathbf{K} が得られた。この原因を調べた結果 Conjugate direction 法, Parallel tangent 法を用いた場合, 制御目標から考えて望ましくない極値に収束している事が分かった。更に Conjugate direction 法を用いた場合は, 100 秒間の応答に基づいた評価関数計算では, 最適解は得られず, 十分に長い時間とみなせる 1000 秒の応答に基づいた評価関数の計算が必要である事が判った。この結果, 得られたのが Run 10 である。ホ), Accelerated gradient 法, Parallel tangent 法, Normalized gradient 法による Run 2, 8, 9 から得られた解は発振限界に近い為, 現場への適用を考えて \mathbf{K} の各要素の値を 4 捨 5 入すると不安定になったりかげの振動を生じたりする現象が現われ, 安定余裕が少ない事が判った。ヘ), 制御目標や操作端の制約条件を考慮して遅発中性子先行核濃度 C 燃料平均温度 T_f , 原子炉圧力 P , タービン出力 Q_t , 及び制御棒反応度 ρ_d について評価関数内の重み係数にペナルティを考慮して探索した結果, Conjugate direction 法による Run 11 の解が最

も適したものであるとの結論を得た。

2), 付録 I 予備解析に述べた最適化の探索においては 1 入力 1 出力を基本とする部分的なフィードバック制御系の集合を前提としてここに用いたのと同様の探索手法を適用し, 制御系統と P.I.D パラメータの最適化を行ったが, 組み合わせの想定による探索ケースの増大により, 妥当と思える解が得られなかった。しかし, 本節では LQR と同じ制御構造を前提とする事により, LQR のフィードバックゲインを用いた場合に近い制御性を示すゲイン行列を探索結果として得る事ができた。この事から, LQR 制御構造を前提とした場合には, ここで行ったような非線形数理計画法を応用する事によっても設計は可能であると考えられる。

3), しかし, ここで検討した設計法を用いた場合は, すべての探索アルゴリズムに共通して 1) で考察したように, イ), かなりの試行錯誤が必要である。ロ), ハイブリッド計算機で, ステップ状外乱に対する応答から評価関数値を計算している為, A/D , D/A 変換誤差による値のふらつきの結果, 最適解に近くなって収束性が悪い。ハ), 求めた最適解による応答と〔制御方式ケース α 〕による応答と比較して, 特に改善された点がない。ニ), ここでは, 定常制御の場合の設計を行ったにすぎず, 〔制御方式ケース α 〕のように出力変更制御問題を扱う場合には, 各出力状態に対応してゲイン行列 K を求める必要があり, 探索による設計作業が多大なものとなる事が想定される。

4), 以上の考察から, 5 章 2 節で行った〔制御方式ケース α 〕の設計法がここで行った設計法よりもはるかに計算量, 精度上で優れている事が明らかとなった。

5.3 制御方式ケース α の適用性についての結論

5 章 1, 2 節で行った〔制御方式ケース α 〕の設計と検討及びそのシミュレーション実験を通じて得られた適用性についての考察と結論を以下にまとめる。

1), 直接サイクル BWR プラントの大巾な出力変更制御方式として 4 章 2 節に提案し, 5 章 2, 3 節で適用性を検討した「目標値, 目標値の変更に対応する基本的な制御出力をスケジュール的にプログラムし, 二次形式評価関数を持つ最適線形レギュレータ構造で, かつ圧力 P から再循環流量操作端へのフィードバック経路に積分要素を加えた制御方式」がきわめて良い制御性をもつことがわかった。

2), 最適線形レギュレータ制御構造の為に生じる制御偏差など主として 4 章 1 節で論じた問題点は, 定常制御, 出力変更制御いずれの場合においても解消できた。

3), 最適線形レギュレータを線形モデルに適用した場合に比較して非線形モデルに適用した場合の制御性の悪化は, 直接サイクル BWR プラントを対象とした場合には, 積分経路を付加することによって考慮すべき量にならない。

4), 積分経路の選択は, 試行錯誤的に行うものでシミュレーション実験によりきわめて容易に行う事が可能であり, 再循環流量操作信号経路に付加するのが最もよい制御性を示すことが判った。

5), 積分要素を加える効果は, 線形モデルと非線形モデルの特性の差を吸収し, 制御偏差を解消するばかりでなく定常制御時に於けるピーク値, 出力変更時に於けるオーバシュート値をも

改善した。

6), 出力変更制御方式として, ここに提案した準静的な制御方式を採用して制御特性上の問題は生じなかった。又, 出力変更速度として, 中性子束のピーク値に対するスクラム制約条件内で10%/8秒が適当と考えられた。

7), 出力変更制御時に選定する L Q R のフィードバックゲイン行列 \mathbf{K} は目標とする出力に対応した定常値から計算されたものを切り換えて用いる事が, 制御性をやや改善する事を示した。また, フィードバックゲイン行列 \mathbf{K} を出力変更途中で初り換えた場合, 準静的な動作を行っているにもかかわらず, 制御の乱れは生じなかった。

8), 本制御方式における基本要素である L Q R ゲインの安定性に関する検討から, ゲインそのものの安定巾は, 0.5 ~ 2.25 倍である事が判った。しかし, 増加の場合の不安定現象は単調発散で, 減少の場合の不安定現象よりも速い時間で制限値に至った。

9), フィードバック経路の断線に伴う安定性については遅発中性子先行核濃度 C の経路の感度が高く, この状態量の測定或いは推定に故障が生じた場合は直ちに不安定な現象を示した。他のものについては不安定に至らないが断線に伴う応答のピーク値がもっとも大きくなるものは出口蒸気含有率 x からの信号の断線の場合であり, 制御目標である Q_1 の制御性にもっとも大きな影響を与えるのは原子炉圧力 P からの信号線断線の場合であった。

10), フィードバックする状態変数については, L Q R を用いた場合の制御性に比して大きな劣化を招く事なしに, 小さなゲインを持つものを省略しうる事が判った。また, 現在, 直接に測定不可能な変数として遅発中性子先行核濃度 C の推定が必要であることが判った。

11), 非線形最適化手法による設計との比較から4章3節で述べた〔制御方式ケース α 〕の設計法は設計計算の上で容易であり, 計算量も少なく, 精度の上からも優れている事が判った。

12), シミュレーション実験結果を考察して, 基本制御出力量以外の主蒸気流量弁へのフィードバック量が少ない事, 主蒸気流量弁操作が少ない事は従来の制御方式の場合と大いに異っている点であり, 特に島根原子力発電所や, ASEA ATOM社の場合において速応性向上の為に主蒸気流量弁を一時的に用いる方法と, 多変数制御方式の概念とは大いに異っている事が明らかとなった。

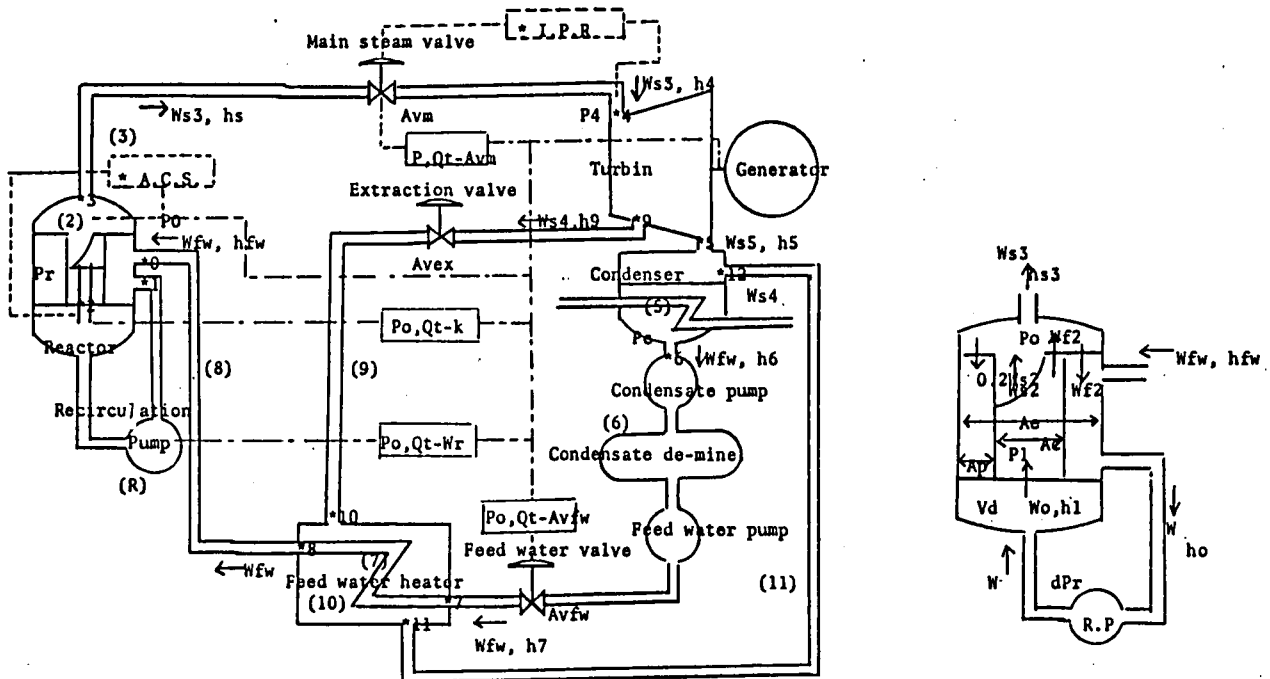


Fig. 5.1.1A Schematic model of direct cycle BWR plant with forced recirculation.

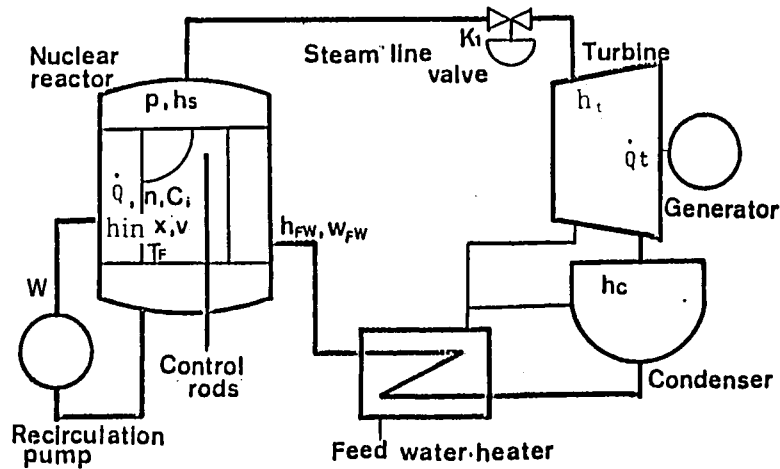


Fig. 5.1.1B Simplified model of direct cycle BWR plant with forced recirculation.

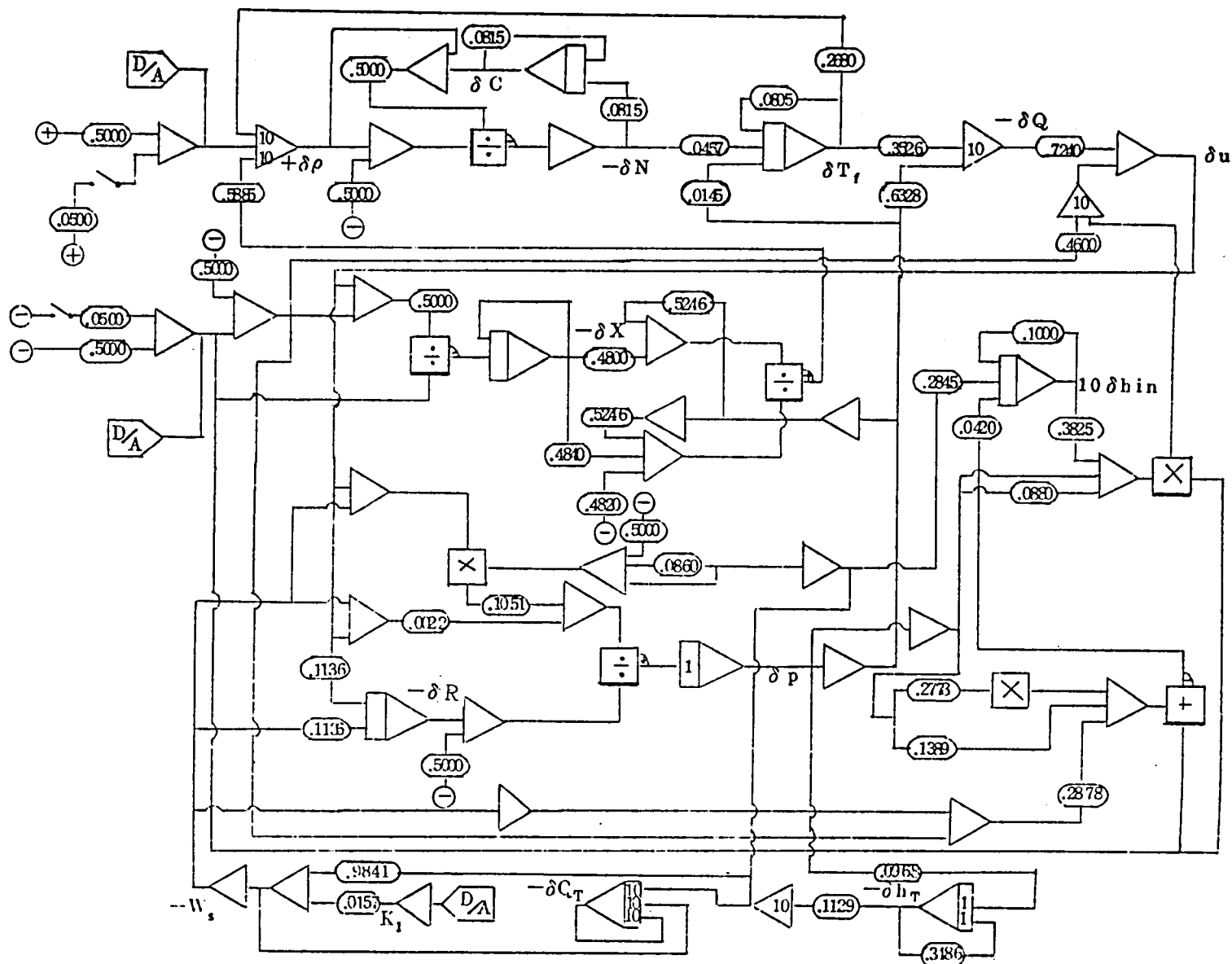


Fig. 5.1.2 Simulation circuit of nonlinear BWR model in Hybrid computer.

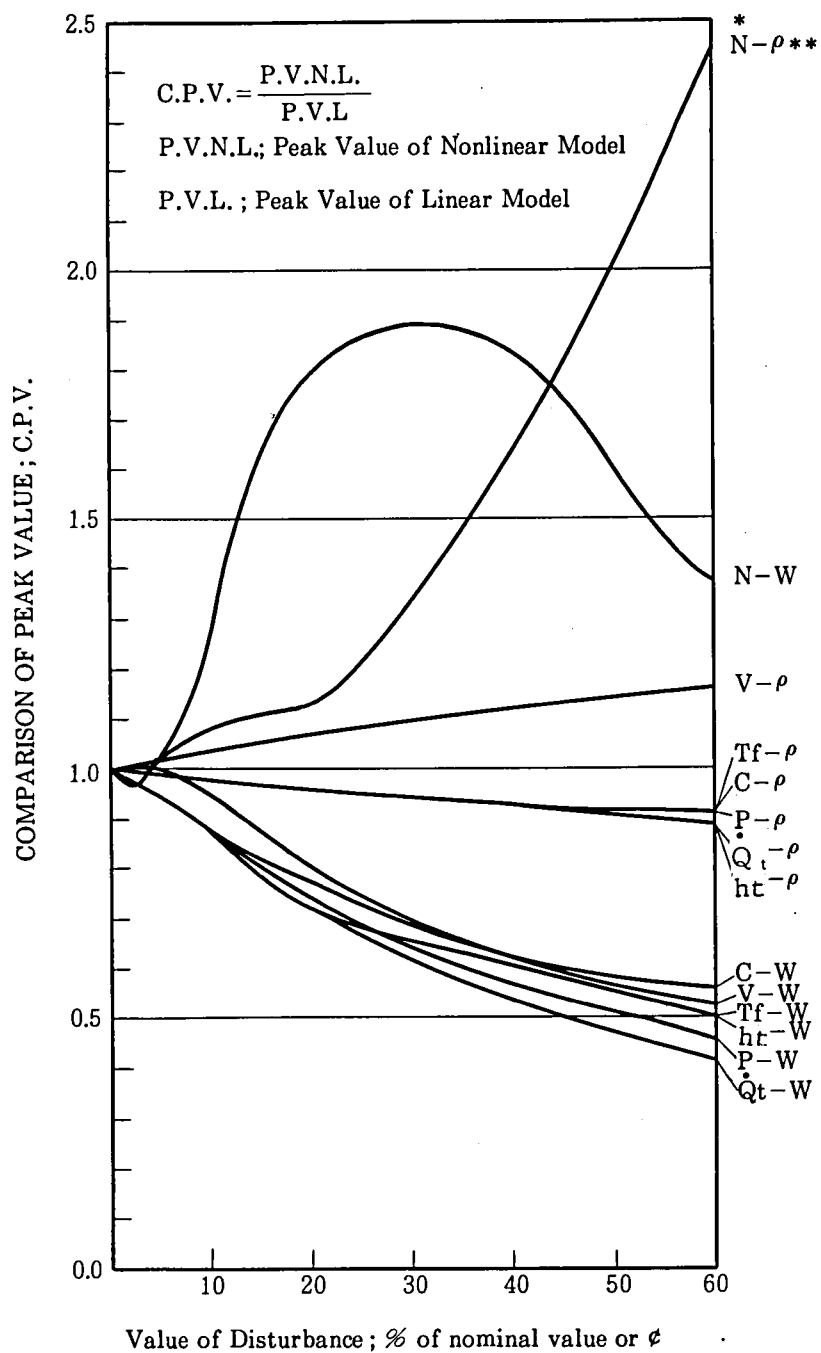


Fig. 5: 1.3 Comparison of main peak value of non-linear model and linear model for step disturbance.

* [E.g. (N-W) means State variable N by W disturbance]

** ρ means reactivity disturbance

Table 5.2.1 LQR feedback gain matrix at 100% nominal value.

CASE	State variables	T_f	h_{in}	χ	R	p	c	\dot{Q}_t	h_t
At 100% n.v.	ρ_d	0.0728	0.7450	-0.0398	0.1375	0.1628	0.1889	0.0001	0.0192
W.Matrix is	k_1	0.0012	0.0416	-0.0034	0.0129	0.0117	0.0058	-0.0078	-0.0060
unit matrix.	W	-0.2538	-0.7780	-0.6522	0.4910	1.696	0.6944	-0.0019	0.0365

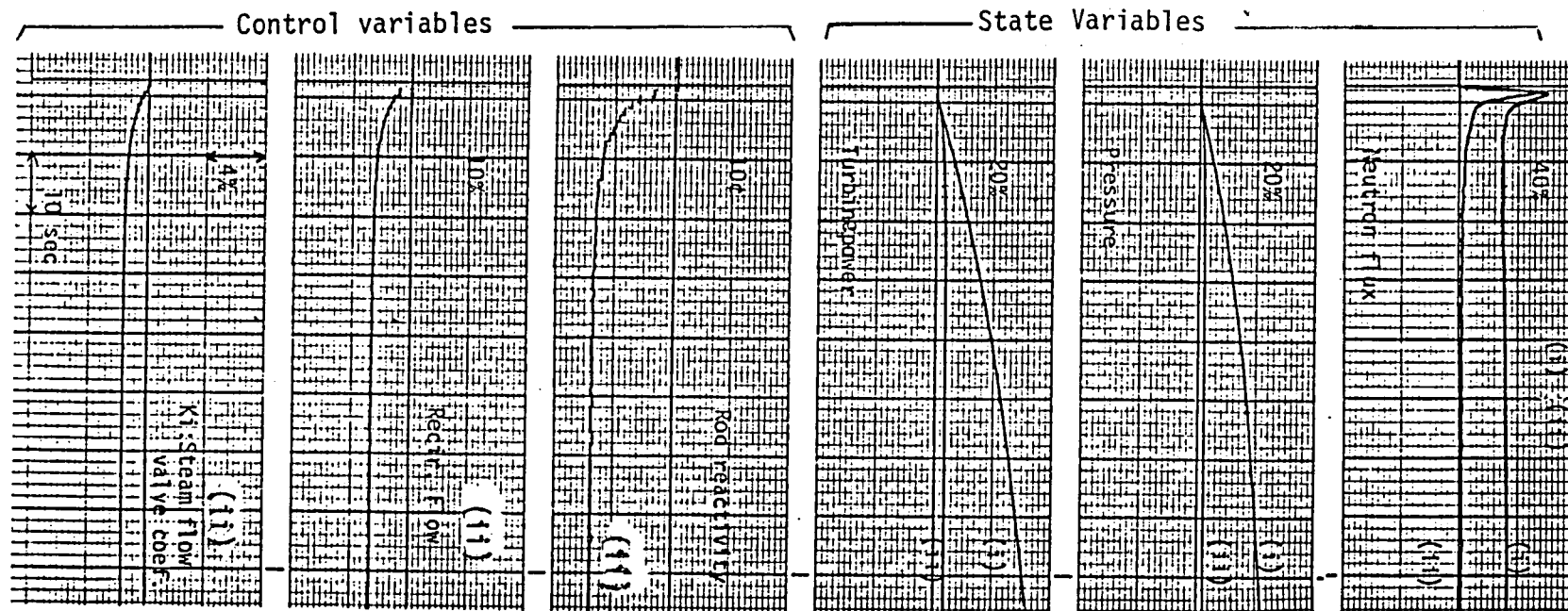


Fig. 5.2.1 Example of system responses ; Step disturbance of 10% applied to recirculation flow rate.

- (i) Responses of nonlinear model without regulation
- (ii) Responses of nonlinear model with LQR

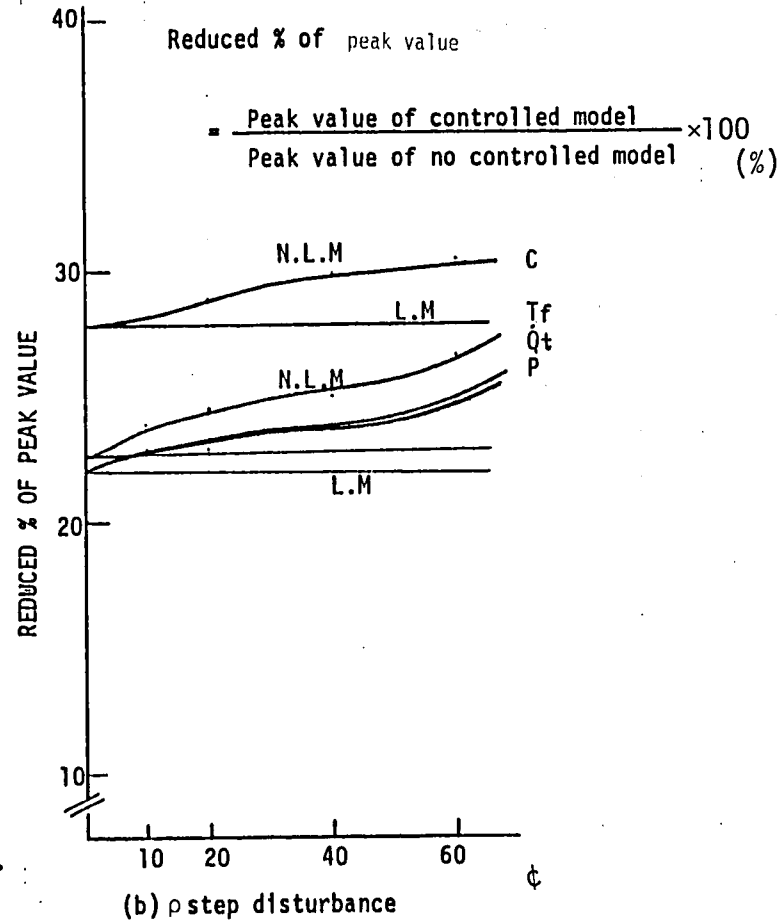
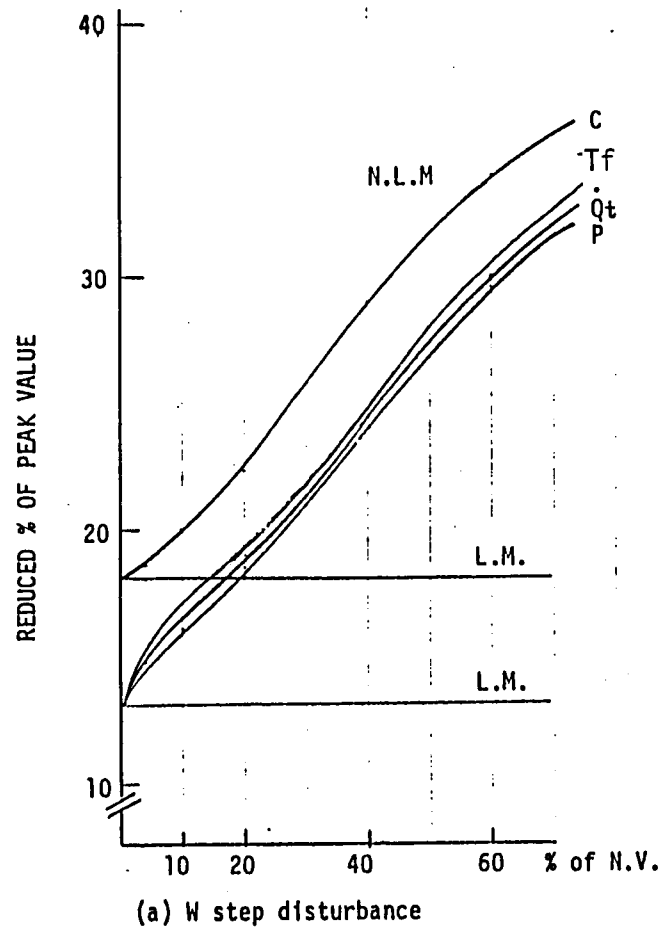


Fig. 5.2.2 Performance of main state variables controlled by LQR for step disturbance.
N.L.M; Non Linear Model, L.M; Linear Model

10% Recirculation flow step disturbance.

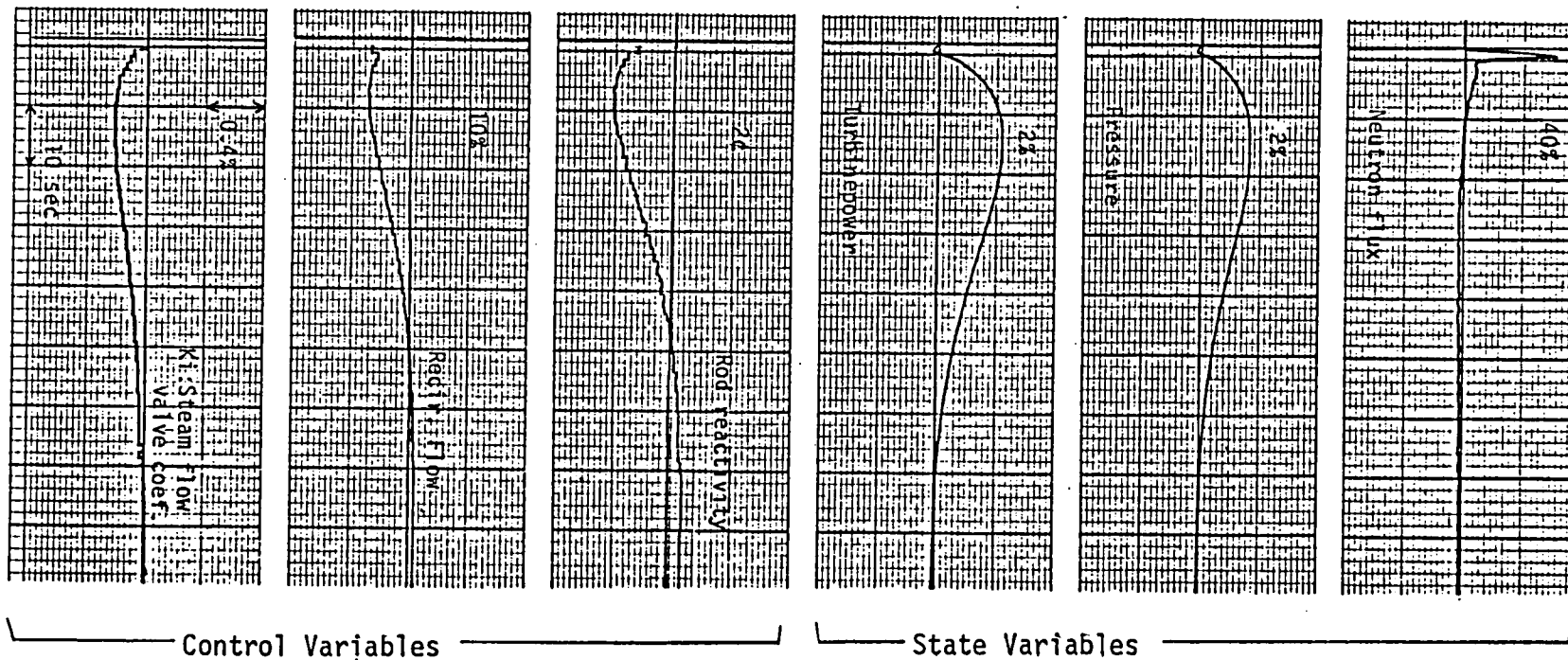


Fig. 5.2.3 Response of nonlinear model under improved LQR control.
[Integral feed back loop is from pressure to rod reactivity]

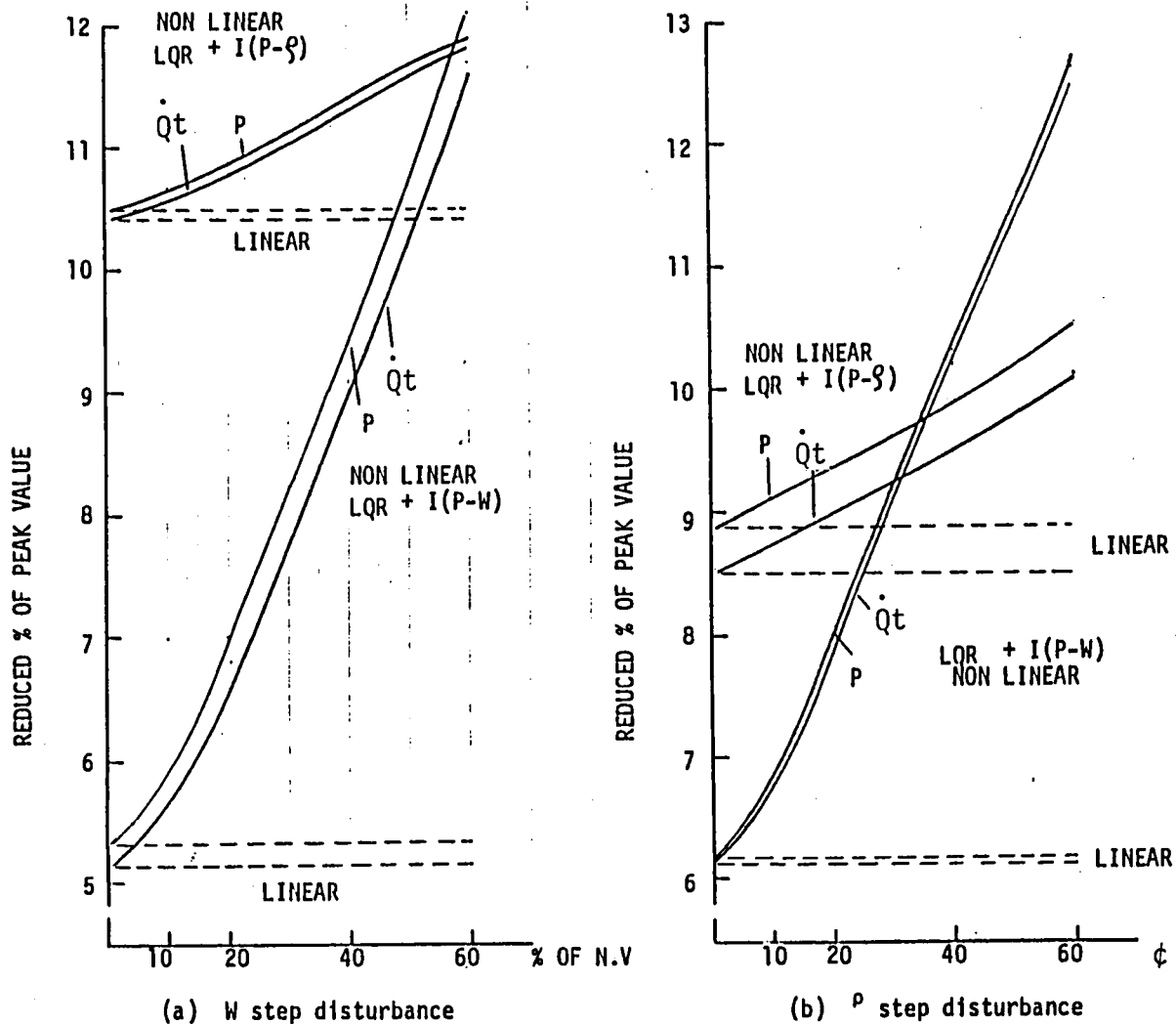


Fig. 5.2.4 Performance of main state variables by improved controller (LQR+I) for step disturbance. (The definition of reduced % of peak value is the same as in Fig. 5.2.2)

Table 5.2.2 Control Characteristics for step disturbance added to Linear Model with LQR controller

State Variables Disturbance	Reduced Rate in Peak Value of main state variables*)						
	C	N	T _f	P	\dot{Q}_t	V	h _{in}
W	17.56	100.0	14.92	13.86	13.92	68.52	14.61
K ₁	8.46	34.86	7.52	22.8	28.10	18.50	23.27
ρ	27.8	100.0	23.81	22.68	22.78	169.5	20.92

*) Reduced Rate in Peak Value

$$= \frac{\text{Peak value in the case of LQR control}}{\text{Peak Value of State Variables in the case of no control}} \times 100 (\%)$$

Table 5.2.3 Control Characteristics of Improved Controller applied to Nonlinear Model.
(Comparison is made in the Value of Performance Index)

Step Disturbance		Performance Index of Linear Model	Performance Index of Non Linear Model				Reduced Rate in Performance Index (%)			
							N.L. Model LQR+I _p + ξ L. Model LQR+I _p + ξ	N.L. Model LQR+I _p +w L. Model LQR+I _p +w	N.L. Model LQR+I _p + ξ N.L. Model LQR	N.L. Model LQR+I _p +w N.L. Model LQR
W	2%	** LQR	** LQR	LQR +I _p + ξ	LQR+I _p +w					
		0.01596	0.01507	0.01245	0.01111		100.7	100.0	82.61	73.72
	4	0.06038	0.06020	0.04973	0.04451		100.6	100.2	82.61	73.94
	10	0.3774	0.3745	0.3094	0.2793		100.1	100.6	82.62	74.58
	20	1.5096	1.487	1.226	1.127		99.2	101.5	82.45	75.79
	40	6.0384	5.876	4.777	4.614		96.6	103.8	81.30	78.52
ξ	60	13.586	13.03	10.37	10.65		93.2	106.5	79.59	81.73
	2%	0.00123	0.00123	0.000953	0.000692		99.4	100.0	77.33	56.18
	4	0.00493	0.00494	0.003813	0.00277		99.5	100.1	77.23	56.13
	10	0.03081	0.0310	0.02386	0.01738		99.9	100.2	76.99	56.08
	20	0.12324	0.1250	0.09566	0.06991		100.5	100.4	76.53	55.93
	40	0.4931	0.5088	0.3845	0.2838		101.9	100.9	75.57	55.78
	60	1.1092	1.166	0.8699	0.6518		104.1	101.4	74.61	55.90

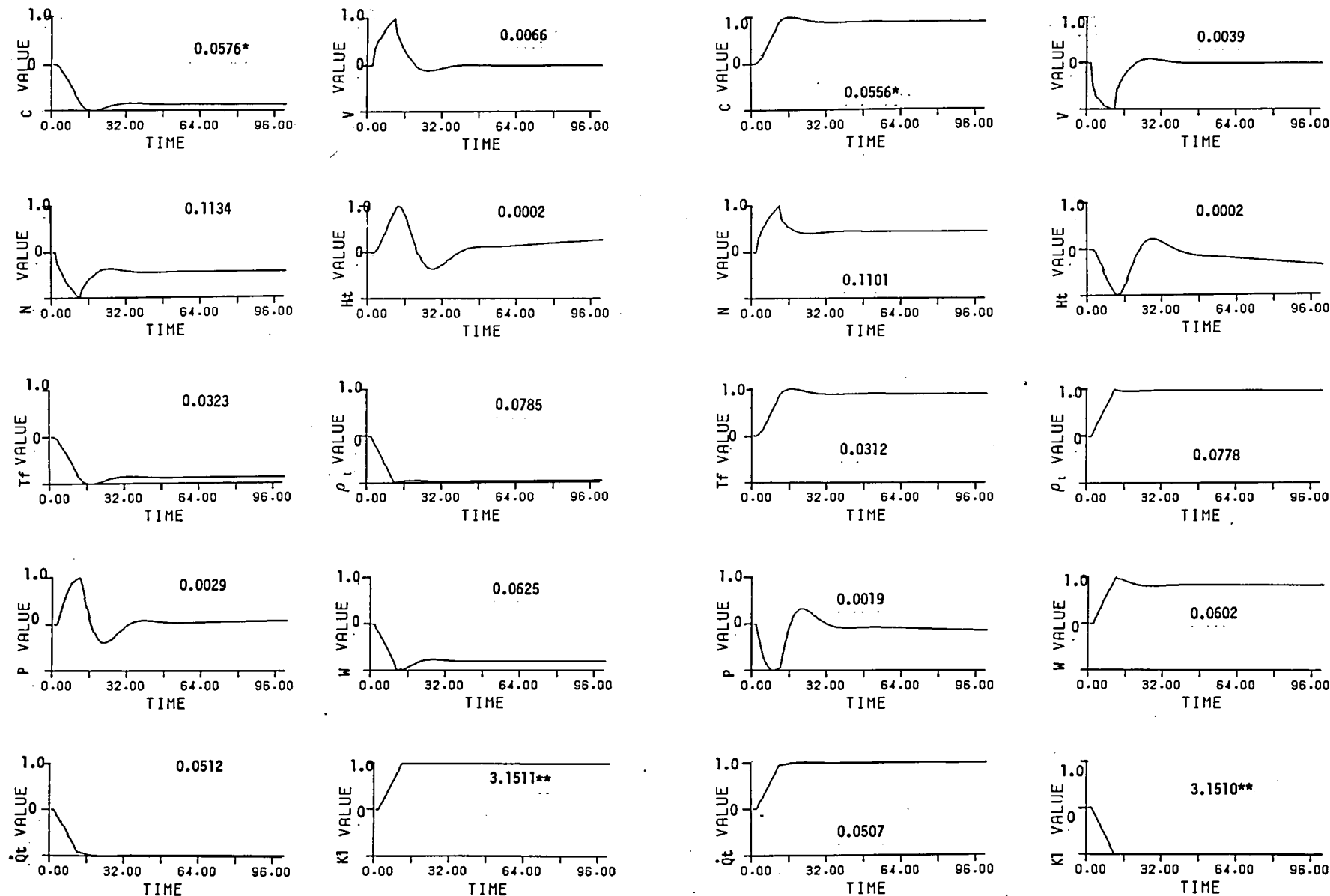
Table 5:2.4 Improvement of the control characteristics for the total power control.

Variables		% Share of deviation from each reference value**						
Case		C	N	T_f	P***	\dot{Q}_t	v***	h _{in} ***
i) Programm control only -10%/10sec	* P	99.4	150.1	98.4	0.6×10^{-2}	97.3	0.2×10^{-2}	0.1×10^{-2}
	* R	99.4	99.5	98.4	0.1×10^{-2}	97.3	0.9×10^{-4}	0.3×10^{-3}
ii) LQR -10%/10sec	P	111.5	186.0	100.0	0.4×10^{-2}	98.5	0.4×10^{-2}	0.4×10^{-3}
	R	97.3	96.9	96.8	0.9×10^{-3}	97.6	0.2×10^{-3}	0.2×10^{-3}
iii) LQR+ $I_{p \rightarrow p_d}$ -10%/10sec	P	110.7	198.2	109.9	0.3×10^{-2}	102.9	0.4×10^{-2}	0.4×10^{-3}
	R	99.5	99.8	99.4	0.2×10^{-3}	99.5	0.8×10^{-3}	0.9×10^{-4}
iv) LQR+ $I_{p \rightarrow w}$ -10%/10sec	P	127.1	236.2	126.0	0.3×10^{-2}	107.5	0.8×10^{-2}	0.4×10^{-3}
	R	100.4	98.8	100.3	0.6×10^{-4}	100.2	0.2×10^{-4}	0.3×10^{-5}
v) 10%/10sec LQR+ $I_{p \rightarrow w}$	P	119.2	225.6	118.2	0.197×10^{-2}	104.4	0.5×10^{-2}	0.3×10^{-3}
	R	100.4	100.4	100.4	0.168×10^{-4}	100.0	0.1×10^{-3}	1.0×10^{-5}

*) P-peak value, R-regulation value

**) %share to change value of reference

***) As the reference value is zero, the value shows the deviation from nominal value
(unit: 0.05 corresponds to 10%)



[LOAD CHANGE from 100% to 90% / 10sec]
Fig. 5.2.5 Example of load change control

[LOAD CHANGE from 100% to 110% / 10sec]
*:Deviation from nominal value (0.05 corresponds to 10%)
**:Deviation from nominal value (3.151 corresponds to 10%)

Table 5.2.5 Study on the control speed; Control characteristics of the Improved Control Methods for the total power change.

Variables Changing Speed		% Rate for the Reference Value (**) (****)						
		°C	H	T _f	p**	\dot{Q}_t	v**	h _{in}
-10%/ 2 sec	P*	141.5	372.6	140.0	0.6×10^{-2}	110.4	0.2×10^{-1}	0.5×10^{-3}
	R*	102.2	100.2	102.3	0.6×10^{-4}	100.2	0.1×10^{-3}	0.2×10^{-4}
	T***	38	50	22	6	8	12	0
-10%/10 sec	P	127.1	236.2	126.0	0.3×10^{-2}	107.5	0.8×10^{-2}	0.4×10^{-3}
	R	100.4	98.8	100.3	0.6×10^{-4}	100.2	0.2×10^{-4}	0.3×10^{-5}
	T	42	54	40	0	10	0	0
-10%/50 sec	P	105.9	127.4	105.6	0.5×10^{-3}	101.2	0.1×10^{-2}	0.8×10^{-4}
	R	102.5	100.9	102.5	0.6×10^{-4}	100.2	0.2×10^{-3}	0.1×10^{-4}
	T	45	54	46	0	47	0	0

*) P-Peak Value of Over Shoot, R-Regulating Value

**) In the case where reference value is zero, the value show the deviation from the nominal value.

***) Time of regulation within 1% of reference value.

(unit: 0.05 corresponds 10%)

****) %share to change value of reference value.

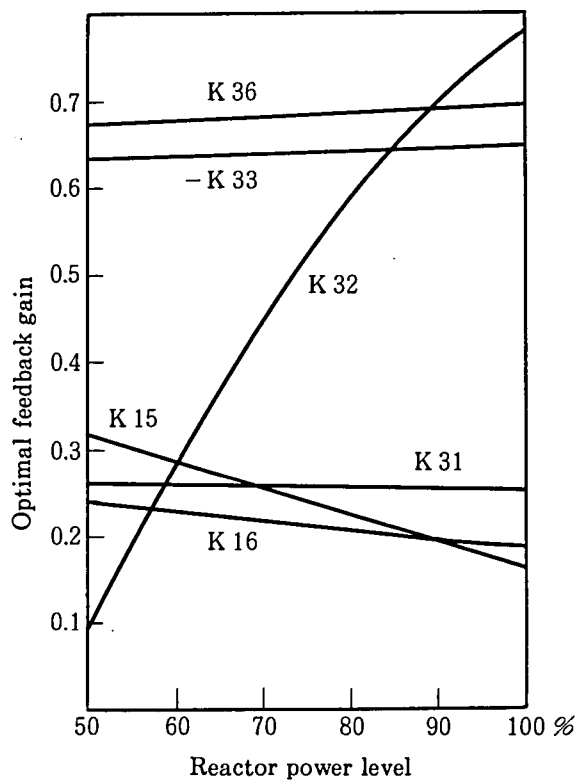


Fig. 5.2.6 Dependence of some optimal gains upon reactor power level.

Table 5.2.6 Study on the control characteristics of gain program control
for power change in nonlinear model. (Power change from 100% to 50%)

Case	Gain Matrix	% Share of deviation from each reference value (***)						
		C	N	T _f	p**	Q _t	v**	h _{in}
Peak Value	i) KK100 Constant*)	122.0	156.5	121.7	0.173x10 ⁻¹	112.5	0.469x10 ⁻¹	0.288x10 ⁻²
	ii) KK50 Constant	121.6	156.1	121.2	0.168x10 ⁻¹	112.2	0.466x10 ⁻¹	0.282x10 ⁻²
	iii) Change from KK100 to KK50	121.6	156.2	121.2	0.168x10 ⁻¹	112.3	0.468x10 ⁻¹	0.283x10 ⁻²
	iv) KK90, KK80, KK70, KK60, KK50	121.5	156.1	121.6	0.168x10 ⁻¹	112.2	0.466x10 ⁻¹	0.282x10 ⁻²
Regulation Value	i) KK100 Constant	106.4	101.7	106.3	0.216x10 ⁻²	105.0	0.776x10 ⁻³	0.147x10 ⁻³
	ii) KK50 Constant	105.6	100.6	105.6	0.186x10 ⁻²	104.9	0.104x10 ⁻²	0.154x10 ⁻³
	iii) KK100, KK50	105.6	100.6	105.6	0.187x10 ⁻²	104.9	0.105x10 ⁻²	0.155x10 ⁻³
	iv) KK90, KK80, KK70, KK60, KK50	105.6	100.6	105.6	0.186x10 ⁻²	104.9	0.104x10 ⁻²	0.154x10 ⁻³

*) KK100 mean the L.Q.R gain matrix at 100% power.

**) As the reference value is zero, the value shows the deviation from nominal value (unit: 0.05 corresponds to 10%)

***) % share to change value of reference value

Table 5.2.7 Study on the stabilities for the change of LQR gain matrix in nonlinear model.

Variables		% Share of deviation from each reference value (***)						
Case		C	N	Tf	P**	Qt	v**	hin *
0.25Ko	P*	Unstable						
	R*							
0.5 Ko	P	140.1	253.3	139.1	0.525×10^{-2}	111.8	0.978×10^{-2}	0.654×10^{-3}
	R	83.4	107.6	83.6	0.223×10^{-2}	95.3	0.567×10^{-4}	0.124×10^{-3}
Ko	P	119.2	225.6	118.2	0.197×10^{-2}	104.4	0.469×10^{-2}	0.265×10^{-3}
	R	100.4	100.4	100.4	0.168×10^{-4}	100.0	0.101×10^{-3}	0.989×10^{-5}
1.5 Ko	P	127.1	236.2	126.0	0.332×10^{-2}	107.5	0.836×10^{-2}	0.435×10^{-3}
	R	100.3	98.8	100.3	0.628×10^{-4}	100.2	0.236×10^{-4}	0.318×10^{-5}
2.25Ko	P	119.6	225.8	118.5	0.248×10^{-2}	105.1	0.743×10^{-2}	0.315×10^{-3}
	R	99.8	100.0	99.8	0.751×10^{-4}	99.8	0.153×10^{-3}	0.843×10^{-5}
3.375Ko	P	Unstable						
	R							

*) P-Peak value, R-Regulating value.

**) As the reference value is zero, the value shows the deviation from nominal value (unit: 0.05 corresponds to 10%)
 ***) %share to change value of reference value

Table 5.2.8 Controllability in the case of a signal failure of LQR feed back loop.

Variables Dis-connection signals		% Share of deviation from each reference value (***)						
		C	N	T _f	p**	Q _t	v**	h _{in} **
T _f	P*	124.0	233.3	123.0	0.292x10 ⁻²	106.6	0.82x10 ⁻²	0.387x10 ⁻³
	R*	100.4	99.9	100.3	0.961x10 ⁻⁵	100.0	0.763x10 ⁻⁴	0.588x10 ⁻⁵
h _{in}	P	126.9	236.4	125.8	0.328x10 ⁻²	101.1	0.832x10 ⁻²	0.427x10 ⁻³
	R	100.2	98.8	100.2	0.457x10 ⁻⁴	100.1	0.1861x10 ⁻⁴	0.281x10 ⁻⁵
x	P	123.0	238.7	121.8	0.252x10 ⁻²	105.4	0.882x10 ⁻²	0.297x10 ⁻³
	R	99.9	99.9	99.9	0.346x10 ⁻⁴	99.9	0.646x10 ⁻⁵	0.831x10 ⁻⁵
R	P	129.3	236.0	128.3	0.374x10 ⁻²	108.4	0.836x10 ⁻²	0.499x10 ⁻³
	R	101.3	97.3	101.3	0.271x10 ⁻³	100.6	0.220x10 ⁻⁴	0.278x10 ⁻⁴
p	P	135.3	234.2	134.3	0.474x10 ⁻²	110.7	0.823x10 ⁻²	0.646x10 ⁻³
	R	109.2	86.8	109.4	0.178x10 ⁻²	104.1	0.347x10 ⁻³	0.169x10 ⁻³
C	P	Unstable						
	R							
Q _t	P	127.1	236.2	125.9	0.332x10 ⁻²	107.5	0.836x10 ⁻²	0.435x10 ⁻³
	R	100.3	98.8	100.3	0.626x10 ⁻⁴	100.2	0.237x10 ⁻⁴	0.316x10 ⁻⁵
h _t	P	127.1	236.2	126.0	0.3327x10 ⁻²	107.5	0.836x10 ⁻²	0.436x10 ⁻³
	R	100.4	98.8	100.4	0.644x10 ⁻⁴	100.2	0.237x10 ⁻⁴	0.326x10 ⁻⁵

*) P-Peak value, R-Regulating value.

**) As the reference value is zero, the value shows the deviation from nominal value (unit: 0.05 corresponds to 10%)

***) %share to change value of reference value

Table 5.2.9A Simplified Feed Back Gain for LQR.

State variables CASE		T _f	h _{1a}	x	R	p	c	Q _t	h _t
(CASE A) use gain elements only for output variables	K ₁ p _d	0	0.7450	0	0	0.1628	0.1889	0.0001	0.0192
	K ₁ k ₁	0	0.0416	0	0	0.0117	0.0058	0.0078	0.0060
	K ₁ W	0	-0.7780	0	0	1.696	0.6944	-0.0019	0.0365
(CASE B) use large gain elements	K ₂ p _d	0	0.7450	0	0.1375	0.1628	0.1889	0	0
	K ₂ k ₁	0	0	0	0	0	0	0	0
	K ₂ W	0.2538	-0.7780	-0.6522	0.4910	1.696	0.6944	0	0
(CASE C) cut small gain elements	K ₃ p _d	0.0728	0.7450	-0.0398	0.1375	0.1628	0.1889	0	0.0192
	K ₃ k ₁	0	0.0416	0	0.0129	0.0117	0	0	0
	K ₃ W	0.2538	-0.7780	-0.6522	0.4910	1.696	0.6944	0	0.0365

Table 5.2.9B Comparison of the control characteristics within some type controller using simplified gain matrix.

Variables Form of gain matrix		% Share of deviation from each reference value (***)						
		C	H	T _f	P**	Q _t	V**	h _{1a} **
CASE A K ₁	P*	121.2	236.4	120.0	0.232x10 ⁻²	105.1	0.856x10 ⁻²	0.294x10 ⁻³
	R*	100.0	100.0	100.0	0.116x10 ⁻⁶	100.0	0.375x10 ⁻⁵	0.59x10 ⁻⁶
CASE B K ₂	P	127.2	236.7	126.1	0.334x10 ⁻²	107.5	0.834x10 ⁻²	0.435x10 ⁻³
	R	100.3	99.7	100.3	0.624x10 ⁻⁴	100.2	0.151x10 ⁻⁴	0.399x10 ⁻⁵
CASE C K ₃	P	127.1	236.2	125.9	0.332x10 ⁻²	107.4	0.836x10 ⁻²	0.435x10 ⁻³
	R	100.4	98.8	100.3	0.622x10 ⁻⁴	100.2	0.236x10 ⁻⁴	0.316x10 ⁻⁵
CASE D K ₁ AND K ₃ K ₄	P	121.2	236.4	119.9	0.233x10 ⁻²	105.1	0.856x10 ⁻³	0.944x10 ⁻¹
	R	100.0	100.0	100.0	0.114x10 ⁻⁶	100.0	0.371x10 ⁻⁵	0.587x10 ⁻⁶

*) P-Peak value, R-Regulating value.

**) As the reference value is zero, the value shows the deviation from nominal value (unit: 0.05 corresponds 10%)

***) %share to change value of reference value

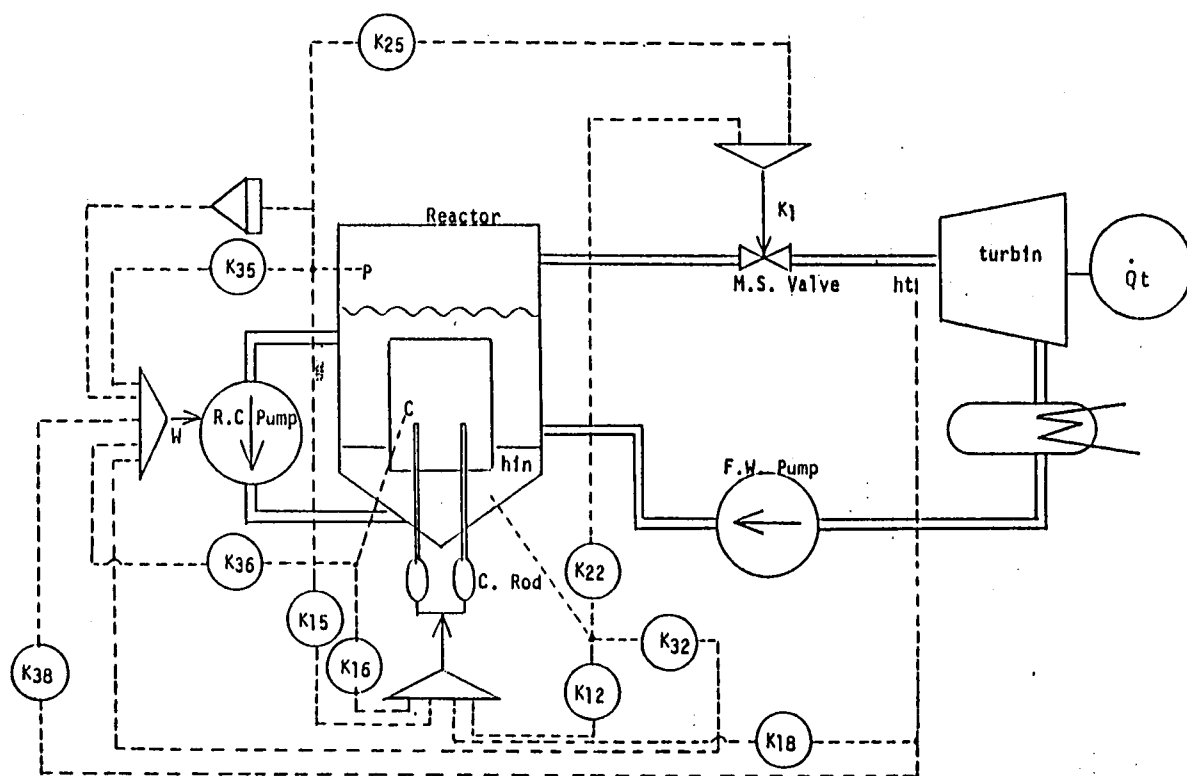


Fig. 5.2.7 Schematic diagram of simplified L.Q.R control system.

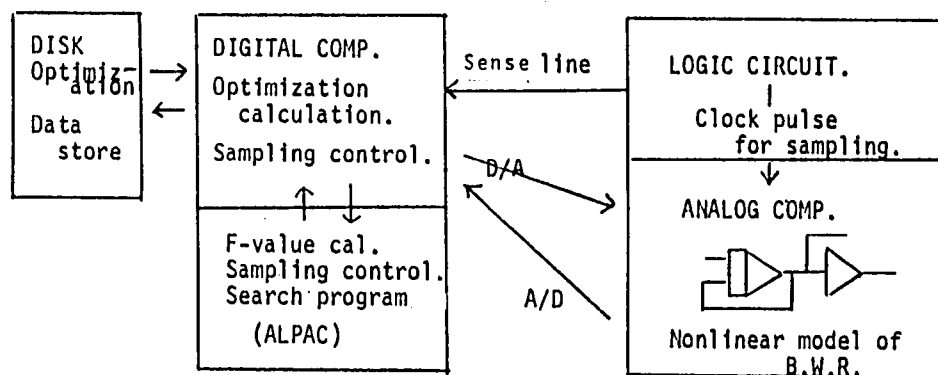
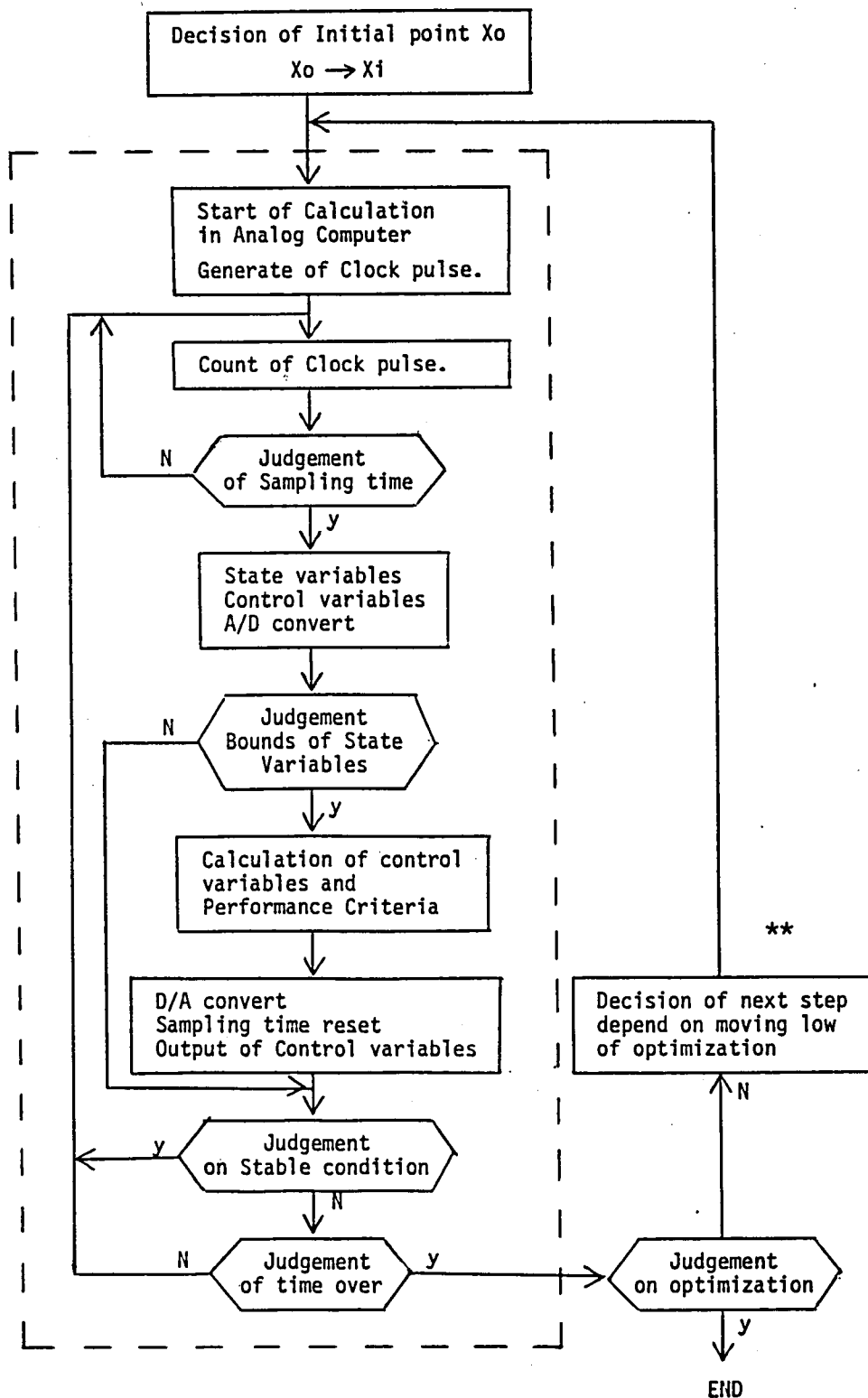


Fig. 5.2.8 Schematic diagram of the Search Optimization System by Hybrid computer.



** Nonlinear optimization program

Fig. 5.2.9 Search optimization calculation flow by hybrid computer system.

Table 5.2.10 Results of the design by the search programming methods.

Exp. Run no.	Search programming method	Trial ^(c) times	Min. ^(a) trial times	Min. ^(b) value of P.I.	foot note
1.	Gradient - Parabolic 1	170	110	2.10	100 sec response no penalty
2.	Accelerated gradient-Fibonacci	180	50	2.20	
3.	Variable metric-parabolic 2	173	49	2.00	
4.	Conjugate direction-golden	200	178	1.83	
5.	Conjugate direction-Parab.1	600	584	1.83	
6.	Conjugate direction-parab.2	200	198	1.83	
7.	Pattern	163	163	2.30	
8.	Parallel tangent	180	60	1.90	
9.	Normalized gradient	177	116	6.53	
10.	Conjugate direction-golden	200	167	23.5	1000sec response
11.	Conjugate direction-golden	200	172	24.0	penalty 1000sec response

[P.I.Value of the response by LQR is 2.11]

6. 沸騰水ループ制御方式改良に於ける検証

6.1 対象の設定と予備解析

目的と対象

原子炉プラント制御方式の改良を目的として4章2節に提案した2つの制御方式とその設計法、〔制御方式ケース α 〕と〔制御方式ケース β 〕の内、本章の目的は後者の制御方式とその設計法について適用性と有効性を検証する事である。すなわち

1) 4章2節に提案した〔制御方式ケース β 〕を4章3節に述べた設計法によって設計し、適用性と有効性について検討する。検討の基盤である制御目標は、出力変更制御性の改善が5章に於いて解決され、〔制御方式ケース β 〕は〔制御方式ケース α 〕の基本機能を4章に述べたように満足したものである事から、本章においては定常制御性の改善の検証に止とめる。すなわち、第2レベル制御系の評価関数値として対象プラントの圧力、温度、流量、水位等、主要な状態変数値の定値制御性を考える。

2) 〔制御方式ケース β 〕の制御構成の組み方によって生じる4種の方式の内、第2レベル制御系の操作信号が第1レベル制御系であるP.I制御系の操作信号に加重する場合が〔制御方式ケース α 〕に相当するが、ここでは他の制御構成の形態すなわちゲインパラメータ、設定目標値に加重する場合の制御性についても検討し、考察する。

3) 4章3節に示している〔制御方式ケース β 〕の設計段階のうち、第2～第5項の実験、解析作業を整理し、より簡素化して短時間内にくり返して適用ができるようにする。4章1節で必要性を述べたLQR制御方式適用の現場調整方法として利用しうるものにする為である。

4) 〔制御方式ケース β 〕の適用性と有効性を検証するにあたって最低限の検討項目として、イ) LQRを適用した際に生じる4章1節に述べた種々の問題に対してこの制御方式が適しているかを検討する。ロ) 第2レベルに最適制御方式を適用したことにより従来のサブループ制御系に比して改善された制御性を評価する。これらの評価は同定実験で得られたモデルを用いてシミュレーション実験で行なう。ハ) 最適線形レギュレータ理論(LQR)による設計にあたっては評価関数内の重み係数をパラメータとしてサーベイする。ニ) シミュレーション実験において安定性、信頼性についての試験を行ない、従来のものに比してどの程度信頼性、安定性が向上するかを検討する。

このように、〔制御方式ケース β 〕は実機プラントへの適用実施時に生じる問題を解決する事を目的とした実際的な方法であるが、3章2節に述べたように、本論で対象とする炉型のプラントのみならず、我が国の原子炉プラントで計算機制御化されたものは無いので、対象として(図6.1.1.(写真))に示す炉外照外ループOWL-0(Oarai Water Loop No.0)を用いた。

1) このループはBWR燃料照射を目的としている日本材料試験炉(以下JMTRと呼ぶ)の炉内ループOWL-1のモックアップであり、その熱水力特性が直接サイクル沸騰水型原子炉プラントの特性を模擬するように作成されたものである。核加熱は電気ヒータで模擬し、発電用

タービンは持たないが、詳細を次項 2) に述べるように、汽水分離器、圧力調節用のジェットコンデンサー、サージタンクを備えており、多変数な系である。プラント制御の観点に立って制御理論の適用性から判断すると、再循環方式直接サイクル BWR に類似した特性を持つ複雑なシステムである。

2) 第 1 章緒言に述べたように、このループは、商用動力炉プラントの計算機制御化を想定して技術的経験を得るため、P.I.D 制御方式の直接デジタル計算機制御化を実施し、試運転を経て良好な結果を得ており、この計算機制御システムを本研究の目的に使用する事が可能であった。(図 6.1.1 (b) 写真)

3) この計算機制御システムは計算機システムの故障時の対策としてアナログ制御方式によるバックアップ制御系を備えており、本論で云う〔制御方式ケース β 〕の設計に適していた。

などの理由によって、この対象を選定した。

対象の構成

OWL-0 ループの一次系の構成は(図 6.1.2)にその概要を示すように閉回路の冷却水循環系であり、①模擬テストセクション、②主循環系、③蒸気系、④主冷却系、⑤圧力調節系、からなっている。

模擬テストセクションは核発熱を模擬するための浸水式電気ヒータ(20KW, 40KW, 40KWの3分割)を内蔵している。給水加熱器は一次補助ヒータで模擬し、飽和水近傍になった水はテストセクションに入る。テストセクションを出た二相流はセパレータで二相に分離され、蒸気はジェットコンデンサー上部に入る。この蒸気はコンデンサー冷却系からのスプレーで凝縮され、この凝縮量によって系の圧力を調節する機能をもつ。サージタンクはジェットコンデンサーと配管によって一体に結合されており、運転時における温度、圧力の急激な変動を吸収する機能を有する。ジェットコンデンサーの水はサージタンクの水部を経てセパレータのドレン水と合流して主冷却器へ向う。主冷却器は主循環ポンプにサブクールされた水を供給すると同時に主流量を変えずに冷却量を調整する事を目的としたもので向流型熱交換器及びバイパス流路から成っている。これらを出た水は主循環ポンプを経た後、一次流路弁から前述した一次補助ヒータを通してテストセクション入口にもどる。又、主冷却器を出た冷却水の一部は圧力調節系循環ポンプ及び圧力調節系冷却器を通して冷やされた後にジェットコンデンサーにスプレー水として送られる。

予備解析について

緒言に述べたように、上記した対象の計算機制御化を行う前に、固有の動特性解析、動特性解析に用いた数学モデルの実験による検証、物理工学的考察による数学モデルの簡略化を行ない、1入力、1出力の従来の P.I.D 補償型フィードバック制御方式の形をとる(図 6.1.2 に示す)「部分的な制御系」をアナログ制御方式、およびサンプリング制御方式の両形式の場合について設計をした。(文献 6) この「部分的な制御系」のアナログ制御形式は計算機制御のバックアップ制御系として、またサンプリング制御形式は計算機制御の主制御方式として採用された。(文献 77)。本論で述べる〔制御方式ケース β 〕の設計にあたって、これらの結果の一部を用いるので、上記した解析に用いた基本動特性式を付録 II に示している。

一部の予備解析結果の反映と第2レベル制御系操作端

図 6.1.2 に示す OWL-0 一次系の主要な“一入力一出力の部分的な制御系”の比例、積分、微分各要素のパラメータは予備解析の結果とその後の現場調整の結果を反映して得られたもので（表 6.1.1）に示している。なお、その後の試運転試験を経て微分要素の効果が思わしくなく、その後微分要素は用いなくなった。それぞれの“部分的な制御系”の補償パラメータ設計、および〔制御方式ケースβ〕の設計、解析に反映した予備解析結果から得られた主な知見として次に示すものがあつた。

1) “部分的な制御系”がそれぞれの部分で最適に近い制御を行っているにもかかわらず、OWL-0 全体の制御性から評価すると、必ずしも最適に近い制御性を示さなかった原因として、それぞれの制御系の相互干渉効果の大きい事、遅れ時間の長い系での制御動作が他の制御系に与える効果が大きい事、等がある。具体的には前者の場合はセパレータ水位制御系とジェットコンデンサー圧力制御系及びジェットコンデンサー圧力制御系と中間熱交換器出口温度制御系の相互干渉であり、後者の場合は、中間熱交換器出口温度制御系がテストセクション入口温度に与えるむだ時間効果である。これは、〔制御方式ケースβ〕の有効性の概念、すなわち、一入力一出力の P.I.D 補償型の部分的なフィードバック制御系を部分的に最適な制御特性を持つように設計しても、全体の制御性の評価から判断した場合には改善の余地があり、この改善を計るためには多変数制御方式の概念を用いた制御方式の併用が必要である事を示しており、これらの知見は以下に述べる第2レベル制御系の操作端の選択や、評価関数の重みの考察など6章2節に述べる制御性の検討に反映した。

2) 圧力調節系の動特性はジェットコンデンサーの圧力制御に用いるスプレー水の流量変化、及び温度変化を通じて主循環系の動特性に影響を及ぼす、他の変数の変化、例えばスプレー水流量変化や、圧力調節系冷却器の主流路に設けられた弁とバイパス流路に設けられた弁の逆動作による圧力調節系配管の圧力損失変化などは主循環系の流量変化に大きく影響しない事が判つたので圧力調節系の詳細な動特性は省略し、スプレー水流量を操作する圧力調節制御系、スプレー水温度を制御する圧力調節系冷却器制御系及びスプレー水流量制御弁 CV 1-9 開度、圧力調節系冷却器主及びバイパス逆動作弁 CV 1-6 開度に関連する動特性のみを考慮することとした。

3) 予備解析の結果、ジェットコンデンサーとサージタンク部の動特性は、それぞれを別個に扱う必要がなく一体として考える事が可能である事が判つた。この為、ジェットコンデンサーからサージタンクへの蒸気流量やドレン水流量は状態変数として考慮しなくても良い事が判つた。主冷却器では当初、出入口温度差制御を考えていたが、解析の結果、主冷却器出口にあるバイパス合流点の温度制御が優れている事が判明し、この為、主冷却器入口温度よりも、主バイパス合流点温度の方が系全体に感度の高い状態変数と考えられた。このように、予備解析の結果から感度が高いと考えられる状態変数のうち、測定可能なものとして、テストセクション入口流量 F_1 、温度 T_1 、セパレータ水位 L_1 、セパレータドレン水流量 F_2 、セパレータ蒸気流量 F_3 、ジェットコンデンサー圧力 P_2 、主冷却器出口合流点温度 T_{10} 、テストセクション圧力 P_1 を選択した。

* 付録Ⅱ 予備解析で用いた記号は詳細モデルであり、添字は細分割ノード番号を示している為に、必ずしもこの章で用いる記号に対応していない。（参照付録Ⅱ）

また、ここで得られた知見は 6-2-2 項で述べるモデル決定解析に反映している。

4) 予備解析で“各部制御系”の操作端としてセパレータのドレン水流量弁開度 CV 1-2 の操作信号, ジェットコンデンサースプレー水流量弁開度 CV 1-9 の操作信号, ジェットコンデンサースプレー水温度制御用冷却器流量制御弁開度 CV 1-6 の操作信号, 主冷却器流量制御弁開度 CV 1-4 の操作信号, 主循環流量制御弁開度 CV 1-1 の操作信号を選定した。セパレータ蒸気相弁開度 CV 1-3 の操作信号 (以下弁開度の操作信号については「操作信号」の言葉を省略して記す) については予備解析において大きな感度を有し, セパレータ水位制御系の操作端として重要性を認めたが, 一入力一出力の制御系を前提とした為に放棄したものである。

しかし (制御方式ケース β) においては, セパレータ水位に対する感度の大きさを考慮して採用する事とした。以上で述べた以外の操作変数, サージタンクヒータ入熱量 \dot{Q}_{ST} や, テストセクション入口補助ヒータ入熱量 \dot{Q}_H については, 予備解析において, ヒータ出力の変化による水温の変化及び圧力への変化の感度は小さく, 時定数も大きい事が判明したので, 操作変数として採用しなかった。

このように, 予備解析結果から操作変数の選定を行った他, 前項の知見と合わせて対象の簡略モデルを得る為のデータ収集すべき変数として表 6.2.1 に示す 14 点を選定した。

5) 予備解析で得られた知見のうち, 同定実験をするにあたって直接的に役立ったものとしてそれぞれの変数の応答性の把握がある。これから次節 6.2 に示す M 系列外乱の大きさ, 巾, 周期を決定した。更に, 実験時の測定信号の増幅度, 測定時間巾, データ処理時のサンプリング時間の決定などにも反映している。

6) 4 章 3 節に述べた (制御方式ケース β) の設計法及び予備解析結果から (制御方式ケース β) をこの対象に適用する場合の具体的な制御系統として (図 6.1.3) に示す構成を想定した。すなわち, (制御方式ケース β) の第 2 レベル制御系の操作端として, イ) 第 1 レベル制御系であるセパレータ水位制御系 (LIC 01), ジェットコンデンサー圧力制御系 (PIC 02), 主冷却器出口温度制御系 (TIC 02), 圧力調節系冷却器出口温度制御系 (TIC 03), 主循環流量制御系 (FIC 01) の各制御系の操作端に付加するタイプ (タイプ A), ロ). イ) と同じくそれぞれの第 1 レベル制御系のゲイン定数に付加するタイプ (タイプ B) ハ). イ) と同じくそれぞれの第 1 レベル制御系の目標値に付加するタイプ (タイプ C), ニ). ハ) と同じく LIC 01, PIC 02, TIC 02, TIC 03 の制御系の目標値に付加すると共に主循環流量弁開度 CV 1-1, セパレータ蒸気相弁開度 CV 1-3 を直接操作端とするタイプ (タイプ D) の 4 つのタイプを想定した。

7) 予備解析の結果得られた知見で, 以後の実験, 解析に反映した他の詳細な事項についてはそれぞれの部分で述べている。

6.2 制御方式ケース β の設計と検討

6.2.1 同定実験と時系列解析

同定実験

(制御方式ケース β) の設計と検証の為には対象とする OWL-0 一次系全体の特性を把握するのみならず, 従来から施設されている部分的な制御系を含めてモデルを同定する事が必要であ

る。すなわち、第2レベル制御系の操作端となるべき変数と対象の定常制御性を評価するのに用いる変数をそれぞれ操作変数、状態変数とした簡略モデルを求めることがこの実験の目的である。また、実験時の安全性及びここでの同定方法の必要条件である定常性の確認、入力外乱の白色性の保持及び長時間のデータ収録を必要とする為、実験時の運転を自動制御運転とする事が望ましい。そこで、対象が直接デジタル計算機制御されている事を利用して、系への外乱信号の作成と外乱印加の動作を計算機プログラム化し、データの入出力とその印加操作を計算機制御システムのオペレータコンソールを用いて、自動的に行えるようにした。なお、同定実験の部分を計算機システムによって自動的に行えるようにした事は〔制御方式ケースβ〕の設計法を後に現場調整法として利用できるようにする上で効果的であった。

実験は4章3節の設計法に述べたように、前6章1節で規定した第2レベル制御系の操作端として選んだ4つのタイプに対応して以下の4ケースについて概要を（表6.2.1）に示す6種類行った。

1) ケースA：第1レベル制御系が機能している状態の系の主な出力変数を状態変数、第1レベル制御系操作端への付加信号を操作変数とするモデルを同定する実験（実験番号1, 3）

2) ケースB：第1レベル制御系が機能している状態の系の主な出力変数を状態変数、第1レベル制御系のゲインパラメータへの付加信号を操作変数とするモデルを同定する実験（実験番号2a, 2b）

3) ケースC：第1レベル制御系が機能している状態の系の主な出力変数を状態変数、第1レベル制御系の目標値への付加信号を操作変数とするモデルを同定する実験（実験番号4）

4) ケースD：第1レベル制御系が機能している状態の系の主な出力変数を状態変数、第1レベル制御系の目標値への付加信号と2つのバルブの操作信号を操作変数とするモデルを同定する実験（実験番号5）

実験はBモード（沸騰水型運転モード Boiling Water Operating Mode 以下略してBモードと呼ぶ）、定常運転時（テストセクション部運転条件として圧力 67.0~68.0 kg/cm²、入口温度 277°C、出口蒸気含有率 7%）に以下の条件で行った。

1) 系への入力外乱は主にM系列信号を用いる事としM系列信号はOWL-0を制御している計算機で発生させ、オペレータコンソールからの指示で動作するようにした。なお、一部の実験では実験要員による任意の目標値設定変更も用いた。

2) 一回の実験時間はすべてのM系列信号が最低限2周期分含まれる事が必要な為約40分を要した。

3) 各M系列信号は非相関である事を事前に確認し、その性質（巾、高さ、周期）は予備解析における変数の応答性を検討して決定した。

4) 従来のここで云う第1レベルの「各部の制御系」は計算機による場合と、アナログ方式バックアップ制御系による場合のいずれかの状態で実験した。

5) 測定したアナログ信号の内、予備解析の検討から、簡略モデルに必要な変数として（表6.2.1）に示す14点を選択し、データレコードに収録した。なお、測定信号は電圧信号で変動分だけを増巾して取り出した。

なお、それぞれの実験内容の詳細、M系列外乱信号の入力点、測定点については一覧を

(表 6.2.1) に示している。また実験から得られた代表的な測定データとしてケース A の実験番号 3 のデータの一部を (図 6.2.1) に示す。

実験で得られた測定データは A-D 変換後時系列解析に先立って実験中に於ける増巾倍率の変更, 0 値のシフト補正および流量計, 水位計の以下に示す式による非線形補正を行った。 ΔV を測定電圧, V を補正された値とすると F-1 (テストセクション入口流量) 計について,

$$\sqrt{\frac{V_0-1}{4}} \times 70 = 22.8, \left(\sqrt{\frac{V_0+\Delta V-1}{4}} - \sqrt{\frac{V_0-1}{4}} \right) \times 70 = V \quad (6-1)$$

F-2 (セパレータドレン水流量) 計について

$$\sqrt{\frac{V_0}{5}} \times 70 = 21.6, \left(\sqrt{\frac{V_0+\Delta V}{5}} - \sqrt{\frac{V_0}{5}} \right) \times 70 = V \quad (6-2)$$

L-1 (セパレータ水位) 計について,

$$\frac{1}{4} (1.338 \times \Delta V - 1.5358) \times 700 = V \quad (6-3)$$

であり, 以上のデータ前処理の流れを (図 6.2.2) に示している。

自己, 相互共分散関数解析

それぞれの実験データからサンプリング 1 秒のデータを得て直接に求めた 200 秒までの自己および相互共分散関数を計算した結果の 1 例を (図 6.2.3) に示している。これは第 2 レベルの制御操作信号を第 1 レベルの制御系操作端に出力するケース A の制御方式を想定して行った実験 3 の計算結果である。投入外乱はケース A の各操作端に加えた他, テストセクション部のヒータ (Steam Generating Heater を略して以下 SGH と呼ぶ) の ON, OFF も行った。(図 6.2.3 中の $A(x, x)$ は x の自己共分散関数を $C(x, y)$ は x と y の相互共分散関数を示している。この計算結果より,

1) 自己共分散関数を参考とする事によって, それぞれの状態変数の時間的な特性を推定することができる。それぞれの変数の自己共分散関数値が 0 に近い小さな値になっている時間をみるとセパレータドレン水流量 F 2 が 15 秒, 主循環流量 F 1 とセパレータ水位 L 1 が約 20 秒, テストセクション入口温度 T 1, 主冷却器出口温度 T 10, 圧力調節系冷却器出口温度 T 14 が 50 秒から 70 秒, テストセクション圧力 P 1 及びジェットコンデンサー圧力 P 2 が 200 秒以上である。従って, 第 1 レベル制御系が機能している状態での対象の主要な状態変数の応答時間は, 流量 < 水位 < 温度 < 圧力の順で長いと推定される。また, 予備解析で得られた知見を加えて考察すると, 温度の制御性が悪く, 圧力の応答性を遅くしていること, 水位 L 1 は速く制御されていることなどが判る。

2) 相互共分散関数値からそれぞれの変数間の相関性の強弱, 時間特性が考察される。また, この測定データが第 1 レベル制御系の機能している状態で得られたものである事から第 1 レベル制御系の制御性を考察することができる。

(図 6.2.3) から予備解析で得られた知見をもとに時間遅れの関係をみると, イ) セパレータドレ

ン水流量 F_2 とセパレータ水位 L_1 は図中・2印C (6-2) に示される相互共分散関数から5～10秒の速い時間遅れの関係にある。ロ) 圧力調節系冷却器出口温度 T_{14} と主冷却器出口温度 T_{10} は図中・2印C (9-8) から考えて、約70秒の中程度の時間遅れの関係である。ハ) 主冷却器出口温度制御弁開度 CV_{1-4} とテストセクション圧力 P_1 は図中C (11-4) に示される共分散関数から約120秒の遅い時間遅れの関係がある事が考察される。

図 6.1.2 に示したループフロー図及び予備解析結果の知見をもとに同種類の状態変数とみなしうる変数間の関係を考察すると、テストセクション圧力 P_1 とジェットコンデンサ圧力 P_2 は図中・3印C (7-4) に示されるように、時間遅れを伴わない強い相関を持っている。

主冷却器出口温度 T_{10} とテストセクション入口温度 T_1 が図中・4印C (8-3) に示されるように、又主冷却器出口温度制御弁開度 CV_{1-4} とテストセクション入口温度 T_1 が図中・5印C (11-3) に示されるように、時間遅れを伴って強い相関を持っている事が判る。

特定の周波数帯域に強い相関をもっている変数について考察すると、高周波部に強い相関を持つものとして図中・7印C (10-1) に示されるように主流量 F_1 と主流量制御弁開度 CV_{1-1} の関係、すなわち第1レベル制御系の被制御変数と操作変数の関係がある。他にも図中・8,・9印が相当する。低周波部に強い相関をもっているものとしては、図中・10印C (12-4) に示される圧力調節系冷却器出口温度 T_{14} とテストセクション圧力 P_1 のように、物理的位置が他に比して離れているにもかかわらず感度の高い変数の場合や、図中・11印C (12-7) に示される圧力調節系冷却器出口温度制御弁開度 CV_{1-6} とジェットコンデンサー圧力 P_2 のように従来のサブグループ制御系の操作変数と被制御変数の場合などがある。周波数全体にわたって強い相関を示すものに図中・12印C (14-12) に示されるジェットコンデンサー圧力制御弁開度 CV_{1-9} と主冷却器出口温度制御弁開度 CV_{1-4} の関係がある。これはジェットコンデンサー圧力 P_2 を制御する為に CV_{1-9} が動作すると、ジェットコンデンサー出口の温度が変化して主冷却器入口温度が変化する為、 CV_{1-4} が動作する事、すなわち、第1レベル制御系の PIC_{02} と TIC_{02} が相互干渉を持っている事を示していると考察される。

3) 相互共分散関数値からこの実験のM系列外乱の性質やその選定について考察した結果、イ) SGHのM系列信号はパルス巾が短かく他の変数との相互共分散関数値が十分に計算されていない。ロ) 他のM系列外乱はパルス巾、パルス高さに特に問題点はない。ハ) CV_{1-1} , CV_{1-4} , CV_{1-6} , CV_{1-2} , CV_{1-9} 各バルブ開度信号の自己共分散関数値がM系列信号のパターンのものから離れている部分は、その部分に操作端の制御信号が混入している事を示している。

4) 簡略モデルを作成するには、自分以外の状態変数に対して同様の相互共分散関数値を示す状態変数がいくつかあった場合は1つの代表的な状態変数を選択すれば良いとの観点に立ってそれぞれの相互共分散関数値を考察するとテストセクション入口流量 F_1 とセパレータドレン水流量 F_2 、テストセクション圧力 P_1 とジェットコンデンサー圧力 P_2 、テストセクション入口温度 T_1 と主冷却器出口温度 T_{10} などの変数は相互に高い相関を示す他、他の変数に対しての相互共分散関数値も類似しており、それぞれの組み合わせのいずれか1つの変数を簡略モデルの状態変数として採用するだけで充分であると考えられた。

5) 実験1, 2 a・b, 4, 5の測定データから得られた自己相互共分散関数値について同様の考察を行った結果、各実験に対応して以下のような特徴的な考察が得られた。

イ) 実験 1 においてはセパレータ蒸気流量 F_3 のデータを加えて時系列解析を行ったところ、セパレータ蒸気流量 F_3 とドレン水流量 F_2 とが他の変数に比して大きな相関を持っており、第 2 レベル制御系の操作端としてセパレータ蒸気相流量弁開度 CV_1-3 を加える事の有効性が示された。ロ) 実験 2a, 2b のデータから計算された相互共分散関数値は他の実験のデータから計算された相互共分散関数値に比して全般的に共分散関数値の値が小さく外乱入力端の変数相互の共分散値だけが明確に分離されており、実験 2a, 2b の方法すなわち、各制御系のゲイン定数に外乱を加える方法は他の方法に比して系全体の励起の効果が少ない事を示した。この結果からこの形態の第 2 レベル制御系を付加した場合はその効果が小さいと考察出来た。

また、このデータにおいても主冷却器出口温度 T_{10} と圧力 P_1, P_2 の相関、セパレータ水位 L_1 と SGH の相関は大きく、第 1 レベル制御系が動作している状態で温度・圧力制御系に相互干渉性のある事や水位制御系に改善の余地のある事等が他の実験データからの時系列解析に於けると同様に考察された。ハ) 実験 4 の共分散関数値からは特に圧力調節系冷却器出口温度 T_{14} 目標値と圧力 P_2 、圧力 P_2 制御系目標値とセパレータ水位 L_1 の相関が特に大きく上記したロ) の考察を裏付けている。一方、この実験においては主冷却器出口温度制御系 TIC_{02} の目標値への投入外乱である M 系列信号のパルス巾を短かくした為、低周波成分の情報が十分に反映されない結果となった。ニ) 実験 5 の共分散関数値からは、特にこの実験で加えたセパレータ蒸気流量弁開度 CV_1-3 と他の変数の共分散関数から、 CV_1-3 がセパレータ水位 L_1 に対してだけ高い相関を示し、セパレータ水位 L_1 の制御性の改善に有効である事を示している。また、この実験では第 1 レベル制御系に充分大きい外乱を加えている為、第 1 レベル制御系の定常制御性が乱されておりプラント固有の動特性が考察し易い形になっている。

6) 以上の自己、相互共分散関数計算結果より、得られた考察結果は予備解析で得られた結果と比較して特記すべき相違は見られなかった。又、同時に行った測定データからのスペクトル解析の結果も以上の考察を裏付けるものであった。

6.2.2 モデルの決定解析と検討

モデルの決定解析

前項までの時系列解析から、対象の簡略モデルの状態変数として、テストセクション部の圧力 P_1 かジェットコンデンサ部の圧力 P_2 のいずれか、テストセクション部入口温度 T_1 か主冷却器出口合流点温度 T_{10} のいずれか及びテストセクション部入口流量 F_1 、セパレータ水位 L_1 の 4 変数を選択すべきことがわかった。そこで、各実験の測定データの中から上記した 4 変数と操作変数の測定データを抽出し、4 章 3 節〔制御方式ケース β 〕の設計法の 4) 項 (4-40 式~47 式) に示したモデルの決定計算を行った。この計算においては、実験データ離散化のサンプリング間隔、計算打ち切りの最大次数：(4-47) 式の最大の L 及び共分散関数計算の時間長さ、等がパラメータとなる。ケース D、実験 5 の場合を代表としてこれらのパラメータと状態変数の選択がモデル決定に与える影響をまとめたのが (表 6.2.2) である。(表 6.2.2) は状態変数の組み合わせが $[P_1, T_1, L_1, F_2]$ の場合、 $[P_1, T_1, L_1, F_1]$ の場合についてサンプリング時間 6 通り、最大次数 5 通りの組み合わせのときに得られたモデルのモデル次数、(4-47) 式に示され

る final prediction error の値 (略して FPEC と呼ぶ, また最小値を略して MFPEC と呼ぶ), ノイズの共分散マトリックスの推定値 dM の各要素の各対角要素を 1 に正規化した場合の最大・最小値, FPEC の幾何学的平均値 $(FPEC)^{1/k}$ (但し k は変数の数) を示している。

まず, モデル次数決定の評価関数値: (4-48) 式の MFPEC 値について考察すると, サンプルリング 1 秒のとき 0.34×10^{-11} , 2 秒のとき 0.11×10^{-9} , 4 秒のとき 0.26×10^{-8} であり, サンプルリング間隔の増加に従って, MFPEC の値は大きく変化している。なお, 以上は状態変数 F1 と F2 の選択にあたって F1 を変数とした場合であり, F2 を変数とした場合は, サンプルリング 1 秒では 0.70×10^{-11} , 2 秒では 0.74×10^{-11} と影響は小さいが, 4 秒では 0.94×10^{-9} となり, サンプルリング間隔が大きくなると MFPEC の値は極端に悪化している。一方, 同定されたモデルの次数から考察すると, サンプルリング 1 秒の場合は F1 を変数とした場合, 3 次, F2 を変数とした場合 6 次であり, サンプルリング 2 秒では, F1 を変数とした場合 2 次, F2 を変数とした場合は 4 次と共に次数が減少している上に F2 を変数とした場合のサンプルリング 4 秒, 打ち切り次数 29 の場合には次数が 7 と 28 に極値が現われ, 28 の場合の MFPEC が小さいのでモデルの次数は 28 に決定している。また, この例では, サンプルリング間隔 2 秒までの相互共分散計算ではサンプルリング間隔の影響は小さく, 相互共分散関数の計算打ち切りの最大次数とサンプルリング間隔の積で共分散関数計算巾 (スペクトル密度計算の周波数領域巾) が決まるのでこの積が大きくなると低周波の共分散が計算され, 広い周波数帯にわたってフィッティングを行う為限られた変数ではモデル精度を悪化させる。例えば, この効果が現われるのはサンプルリング間隔が 4 秒のときで打ち切り次数 29 次の場合であり, ノイズの分散値は 1.0 となって推定が失敗している。6 章 1 節に述べた予備解析では $4 \times 29 = 116$ 秒はループの水が一巡する伝達時間に相当しており, 一巡した水の温度の影響が重なって複雑な応答を示し, この測定データが含まれる為に, フィッティングに無理が生じるものと推定される。同様の検討をケース A~D について行った。それぞれのケースに対応する実験データからサンプルリング 1 秒と 2 秒の場合の FPEC の値を計算したものを (図 6.2.4) に示している。いずれのケースにおいても F1 を状態変数として選定した場合であり, サンプルリング 1 秒の場合とサンプルリング 2 秒の場合では, MFPEC の値は前者の方がわずかに, 小さい値を示しており, 決定されたモデルの次数については後者の方が小さい値を示している。しかし, それぞれのモデルについて (4-50) 式を用いて想定した外乱に対するステップ応答を調べた結果全ての実験ケースを通じてサンプルリング時間 1 秒と 2 秒のそれぞれのデータを用いて導いたモデルの応答には大きな違いが見られない事が判った。このことから, 簡略モデルの性格とデータ処理や解析計算の簡易性の観点から, 2 秒のサンプルリング間隔で得られたデータからモデルを決定し以後の設計, 解析を行う事とした。

モデルの応答確認の為のシミュレーション実験

決定したモデルの検証を行う為に実験時の投入外乱と全く同一の外乱をモデルに投入した場合の応答を計算し, 実験データと比較した。実験のケース A~D についての比較を (図 6.2.5) に示している。図で点線は実験データ, 実線はモデルの応答を示している。グラフの縦軸は実験時定常状態からの変動分を定常値に対する%値で示しており, セパレータ水位 L1 だけ 700 mm に対する%値で示している。(以下, 本章の解析では全て同じ単位を用いている) この図から, モ

デルの応答と実対象の応答は大部分良い一致を示している。しかし、テストセクション入口温度 $T1$ については特に実験 1 のデータから得られたモデルでは合致度が悪い。これは実験 1 において主冷却器出口温度制御系操作端 $CV1-4$ の操作信号へ印加した M 系列信号のパルス巾が短いために低い周波数領域での同定精度が悪化しているものと考えられる。ちなみに、実験 2a, 2b のデータから得られたモデルではパルス巾 315 秒の M 系列信号外乱を用いているので低周波に良い一致を示している。一方、簡略モデル同定解析の状態変数に対応するデータの選択による同定の精度の変化をチェックする為に、実験 5 でのデータから得られたモデルの状態変数を ($P1, T1, L1, F1$) とした場合と ($P1, T1, L1, F2$) とした場合に得られたモデルの応答を比較している。この例では大きな差を認め難いが、同様に状態変数の組み合わせを変えたとき ($P1, T1, L1, F1$) とした場合と ($P2, T10, L1, F1$) を選んだ場合の比較からは僅かではあるが差が認められ、この実験と測定データに関する限り $T1$ を選択した方が $T10$ を用いるよりも同定精度が良い事が判った。しかし前述した実験 1 のケースのように $T1$ の代わりに $T10$ を採用する方が悪い結果を与えている場合もある。すなわち、モデル同定解析に際してのモデルを構成する状態変数の選択 (対応する測定データの選択) には予備解析から得られている対象の特性についての予備知識に加えて、同定実験時の状況、例えば、適切な外乱の加わった状態変数であるか否か、適切な大きさにデータを採集しているか否か等、実験状況をも反映して考慮すべきである。以降に述べる制御系の設計や特性の比較解析に用いたモデルは、同一ケースの実験データからモデルの状態変数の検討を行った上で最も同定精度の良いモデルを選定して用いた。なお、以上の計算と解析から各実験に対応して得られたモデルの一例として実験 3 から得られた同定モデルの係数、すなわち 4 章 (4-55) 式に示される ($a(I), b(I)$) を (表 6.2.3) に示した。

モデル同定過程の検討

以上のモデル決定に至る一連の実験と解析の過程について行った検討と考察を以下に述べる。

1) 一連のデータ解析では、データのサンプル間隔や相互共分散関数の計算時間幅を変えることによってモデル構造が変わり、この為、特定の操作端へのステップ外乱入力に対する状態変数の応答が実際と異なったものとなる等の現象が生じた。このように実験データ処理時のパラメータにモデル同定が大きく依存する事から、機械的な実験データ処理や計算解析だけでは正しいモデルが同定されない事があり、精度の良い同定モデルを得る為には 6 章 1 節に述べた予備解析が必要であると考えられた。すなわち、(a) モデル決定計算を行う前に少なくとも変数相互の共分散関数を検討し、特性を把握する。(b) 少くとも各部の個有の動特性解析をしておき、現象の物理的対応性を把握すること等が不可避である。

2) 本手法の基本的な限界は、モデル同定に際して、測定できない状態変数をモデル中に取り入れ得ないこと、極端な非線形特性をもつ場合は同定しえない。

3) 従来の同定実験は対象とするプラントの部分的な個有の特性を得る事を目的とした場合や予め構造を作成してそのパラメータを同定する事を目的とする場合が多かったのに対して本実験においては各サブループの制御系をも含んだものを対象としてとり上げ、全体を 1 つのシステムとして同定する事を試みた。この様な試みは従来に無かったが、実験と解析の結果、サブループ制御系を含んだ全体のシステムモデルを得る目的は達成されたと考えられる。また、同定実験を

制御状態にあるプラントを対象として実施できる事は実験時の安定や安全性の点からも好ましい方法と考えられる。

6.2.3 設計と定常制御性の検討

第2レベル制御系の設計

〔制御方式ケースβ〕の設計の次の段階は、前項で得られた第1レベル制御系を含む同定モデル（タイプA～D）を対象として二次形式評価関数をもつ最適線形レギュレータを第2レベル制御系として設計する事である。6.2.1項で述べたように、それぞれのケースの同定モデルに対し次の4種の第2レベル制御系を設計した。

1) ケースA：第1レベル制御系であるLIC01, PIC02, TIC02, TIC03, FIC01（図6.1.2）を参照されたい）各制御系の操作端CV1-2, CV1-9, CV1-4, CV1-6, CV1-1への操作信号に付加する信号を操作変数、対象の主要な4出力変数：L1, T1かT10, P1かP2, F1かF2を状態変数とするLQR。

2) ケースB：LIC01, PIC02, TIC02, TIC03, FIC01 各制御系のゲイン定数に付加する信号を操作変数とし、1)と同様、対象の主要な4出力変数を状態変数とするLQR。

3) ケースC：LIC01, PIC02, TIC02, TIC03, FIC01 各制御系の目標値に付加する信号を操作変数とし、1)と同様に、対象の主要な4出力変数を状態変数とするLQR。

4) ケースD：LIC01, PIC02, TIC01, TIC03 各制御系の目標値に付加する信号及びセパレータ蒸気相流量弁開度CV1-3, 主循環流量弁開度CV1-1を操作変数とし、1)と同様に対象の主要な4出力変数を状態変数とするLQR。

設計計算は(4-58)～(4-63)式に示すように、LQRの離散値形を4章3節に述べたプログラムOPTDESを用いて求めた。得られた結果の一例として（表6.2.4）にケースAの場合のゲインマトリックスを示している。

インパルス応答解析

以上から求めた4種類の〔制御方式ケースβ〕の制御性の改善度を検討するため、第2レベル制御系を設計する為に同定したそれぞれのタイプのモデルについてここで云う第2レベル制御系を加えた制御を行った場合と従来の第1レベル制御系だけの場合について、それぞれのモデルで用いられている状態変数の全てにインパルス状の外乱を加えた場合の応答を求めた。比較したインパルス応答の一例を（図6.2.6）に示している。図の左側に従来用いられてきたここで云う第1レベル制御系だけの場合のそれぞれの系のインパルス応答を示しており、右側にはそれぞれの形式に対応した第2レベル制御系を加えた場合のそれぞれの系のインパルス応答を示している。また、各図の最大ピーク値が1になるように右肩に示す（ ）内の数値でグラフの縦軸を1に正規化して示している。ただし（ ）内の数値は主循環流量F1では定常状態値の％、セパレータ水位L1は700mmに対する％、テストセクション入口温度T1, 主冷却器出口温度T10及びテストセクション圧力P1, ジェットコンデンサー圧力P2では定常値の％を単位として示している。なお、この比較に用いている第2レベル制御系の設計にあたっては(4-57)式の重み係

数 Q, R はすべて単位行列とした。

図から明らかなように、感度の高い変数は全てのケースを通じてセパレータ水位 $L1$ とジェットコンデンサー圧力 $P2$ である。応答の時間性はいずれの場合も圧力 $P2$ が最も長く、流量 $F1$ は最も短かく予備解析結果や従来の運転経験と合致するものである。図の左欄に注目すると、A～D タイプに応じてたとえ出力変数が同じでもモデル同定実験の際の外乱投入点が基本的に違っている為に応答の形が異なっているため各タイプ間の比較はできないが、これらの応答から〔制御方式ケース β 〕にすることによる制御性の改善についての評価が可能である。第1レベルだけの制御系は予備解析において、比較的良好な制御性をもっているにもかかわらず、ループ全体の制御性として考えると圧力、温度、水位の各制御は互に相互干渉を持ち長い整定時間を要していることが考察される。A タイプでは従来の制御系の場合セパレータ水位 $L1$ 、ジェットコンデンサー圧力 $P2$ の整定性が悪いが、第2レベル制御系を加えた場合ピーク値と共に改善されている。改善度は他のタイプに比して良くないが、これは第2レベル制御系設計の重み係数に依存していると考えられ、後に重み係数を変化させることにより改善度が良くなっている。B タイプではピーク値、整定値共に改善されているが、主冷却器出口温度 $T10$ の整定性の改善度が悪い。これも重み係数によるものと考えられる。C タイプはピーク値、整定値共に大きく改善されており、重み係数マトリックスとして単位行列を用いているこのケースではDタイプの改善度が最も大きい。次に第2レベル制御系設計にあたって重み係数を変化させた場合の制御性の改善度を定量的に解析した結果を(表 6.2.5)に示す。比較はそれぞれのタイプの〔制御方式ケース β 〕に対し、インパルス外乱を加えた場合の評価関数内の重み係数行列が単位行列の場合、重み係数についてのパラメトリックなサーベイ計算中に得られた比較改善度の大きい特性を持つ場合の両方を示しており、比較項目として、1) 状態変数の誤差 2乗積分値 $\sum X_i^2$ の従来の制御方式を用いた場合の値に対する減少割合(以下減少割合という)、2) それぞれの被制御変数偏差のピーク値である $\max X$ の減少割合、3) 最大整定時間 T_{max} の減少割合、4) それぞれの被制御変数分散値の最大値 σ_{max} の減少割合を考え、第一レベル制御系だけの場合を1として、第2レベル制御系付加時の値を示している。上記した応答の比較図(図 6.2.6)と本表から明らかなように、いずれの形式の場合においても、その付加構成の形にとらわれず第2レベル制御系を付加することによって、制御特性が改善されていることがわかる。特に、第1レベル操作信号に第2レベル操作信号を加重するAタイプの制御系統構成のものが、上述した比較項目のうち1)と4)の観点から優れているといえよう。2)項目のピーク値の減少割合では第1レベル制御系のフィードバックゲインに第2レベル制御系の操作信号を加えるB形式のものが優れていると考えられる。3)項目の整定時間の減少割合では第1レベル制御系の目標値に第2レベル制御系の操作信号を加えるC・D形式のものが優れていると考えられる。D形式については、第2レベル制御系の操作端を第1レベル制御系の目標値変更に付加する方式と対象のプラント操作端に直接操作を付加する方式とを混合した形式であり、階層構造制御方式と呼ぶよりも、協調制御方式と呼ぶべきものであるが、特に3)項目の点で非常にきわだった制御特性の改善を示している。この理由は、他の制御方式に対しセパレータ蒸気相部のバルブCV 1-3の直接操作を新たに操作端に加えているためであると考えられる。6章1節に述べた予備解析及び6章2節に示すデータ解析からセパレータ蒸気相部流量 $F3$ が直接的に他の変数に効果を与える感度は小さく、きわめて局所的な効果を持つ変数

であるものの、セパレータ水位 $L1$ に対する感度は大きい事が判っていた。一方、ジェットコンデンサー圧力 $P2$ と、セパレータレベル $L1$ は他の変数に比較して非常に感度が高い上に、相互の干渉性が大きい事がわかっていた。この2つの解析結果を踏まえて、Dタイプの制御構成を想定し、第1レベルの制御系を含むモデル作成の為に同定実験計画を立てるに際し、実験5のタイプを特別に加え、この制御方式の設計と検討を試みたわけであるが、予想通り優れた結果を得る事ができた。以上から従来の制御系（第1レベルだけの場合）が設計及び現場調整にあたって局部的に最適化されていたのに比べて、第2レベルに最適線形レギュレータの概念を持つ制御系を加えたことによって、トータル制御の概念が加わり、相互干渉に対する制御性改良の効果が顕著に現われたものと考えられる。

一方、第2レベル制御系の設計にあたって対象とするモデルの構成変数選定の影響を調べる為にAタイプ、Bタイプについて、状態変数を $[F1, L1, T1, P1]$ とした場合の比較を(表6.2.5)の下欄に加えている。この表から、いずれの場合においても、以上の考察と同様に第2レベル制御系を付加する事によって制御性は大巾に改善されており〔制御方式ケース β 〕がモデル同定に際して構成変数の選定に影響されずに制御性を改善する事を示している。

なお、(表6.2.5)で制御性改善度の値として用いている“減少割合”は次のように定義している。

$$\text{制御の改善度（減少割合）} = \frac{\text{第2レベル制御系を付加した場合の比較項目の値}}{\text{第1レベルだけの制御を行ったときの比較項目の値}}$$

ステップ応答解析

前項での比較検討をより明確にする為にそれぞれの制御タイプについて第1レベル制御系だけの場合と第2レベル制御系を加えた場合のステップ応答を計算し、比較した結果を(表6.2.6)に示している。ステップ応答計算の場合は状態変数一つ一つに外乱の投入を仮定して計算した。表中の第2欄にステップ状外乱を投入した変数を示している。比較項目は誤差2乗積分値を500秒までの応答から計算すると前項で定義した制御改善度（減少割合）がきわめて過大に評価される為、代わりに状態変数 X の平均値、ピーク値、分散値の減少割合で比較した。又、整定時間はステップ応答の性格から応答曲線上で読み取ったものである。4章3節の(4-57)式に示される重み係数 Q, R 、(以下重み係数という)は前項同様に単位行列の場合、重み係数を任意に選択して行ったパラメータサーベイの内、比較的良好な制御性を示した場合の二通りについて示した。これらの計算結果から以下に述べる考察が得られた。

1) 重み係数が単位行列の場合、応答曲線の視察からだけでなく、定量的にみて実験3のデータを用いて解析したAタイプの場合及び実験5のデータを用いて解析したDタイプの場合改善度が大きい。

2) 適当に改善した重み係数を用いた場合も、Aタイプ、Dタイプがすぐれている。

3) 圧力、流量、温度、水位の被制御変数で制御性の改善されるものは全形式において圧力であり次いで水位となっており、対象プラントにおいて圧力の感度が大きく圧力の制御が重要である事を示している。一方、外乱投入場所の感度について考察すると、流量外乱については圧力が

圧力外乱については水位が、水位外乱については流量が、温度外乱については流量、圧力が大きい感度を持っている。

4) 状態変数の平均値、ピーク値、分散値の改善度のデータに注目すると、いずれのタイプの〔制御方式ケース β 〕においても、平均値で改善度が悪化しているものがある反面、ピーク値や分散値では必ず良い改善度を示している。例えば実験1のデータを用いたタイプAの解析では主循環流量F1のステップ外乱に対して、P2の平均値は27倍にも増加している。しかし、それぞれの変数のピーク値の内、最大のピーク値は44%に改善されている。実験5のデータから得られたタイプDの解析においてもテストセクション入口温度T1のステップ外乱に対してテストセクション入口流量F1の平均値は約34倍に増加しているが最大のピーク値は19%に改善されており、状態変数の分散値の最大のものも1%に減少している。この様に〔制御方式ケース β 〕とする事によって、すなわち第2レベル制御系をつける事によって第1レベル制御系が持っていた欠点である相互干渉効果が改善されている事、部分的な制御系の制御性は少し悪化しても全体の制御性を改善する効果がある事が判った。なお、最大のピーク値の改善度とは、各変数のピーク値の改善度を全変数にわたって平均した値である。

5) ステップ状外乱に対する応答の時間性を考察するために、4)項までの考察で比較的、制御性改善度の高いタイプA、タイプDの場合について、それぞれ実験3、実験5から得られたモデルの応答曲線を(図6.2.7)に示している。図の左側の応答が第1レベル制御系だけの場合であり、図の右側の応答が第2レベルの制御系を付加した場合すなわち〔制御方式ケース β 〕の場合の応答である。グラフの縦軸はそれぞれに示した値で正規化している。この図から、前記した定量的分析では不明確であった応答時間の改善が明らかである。全ての応答の整定時間は120秒までになっており、特にタイプDでは50秒までに全ての変数が整定している。

ホワイトノイズ外乱応答解析

各状態変数にホワイトノイズ外乱を入れて第1レベル制御系だけの場合と第2レベル制御系を加えた場合の制御性の比較検討をシミュレーション実験により行なった。ステップ外乱応答の解析の場合と同じく、タイプAの制御方式の改善度が大きいという前項までの検討結果から、タイプAの制御方式を用いた場合と用いない場合の応答を代表例として(図6.2.8)に示している。重み係数など制御系設計に用いるパラメータはステップ応答解析における場合と同じものを用いている。また、この比較の定量的分析を(表6.2.7)に示している。この比較データ及び同様にを行った他のタイプの比較データから、

1) 全ての状態変数において第2レベル制御系を加えた事によって著るしく制御性が改善されており、特に低周波領域での大きな変動の制御に改善が現われている。

2) F1については、ここで用いた重み係数行列 Q のF1に対応する要素が水位や温度に対応する要素に比して一桁小さい事に依って、第2レベル制御系を付加した事によるF1の制御性の改善度は他の状態変数の改善度に比して少ない。

3) 他のタイプの制御方式に於いても制御の改善が確認できたが、タイプAの改善度が最も大きい。

などが考察できた。

SGH ステップ状外乱応答解析

前項までに〔制御方式ケース β 〕の原子炉プラント制御への適用性の検討として、SGH外乱を除く種々の外乱を想定して従来の制御方式による制御特性からの改善度の検討を行ってきた。一方、対象としているOWL-0においてSGH（テストセクションヒーター）は原子炉核加熱を模擬しているので、この外乱に対する制御性の検討を特に加えた。つまり、テストセクションヒーター（SGH）外乱を考慮して行った同定実験（実験2及び3）から得られたモデルに対して、タイプA、タイプBの〔制御方式ケース β 〕のSGH外乱に対する制御特性の改善について検討を行った。SGH外乱に対するそれぞれのタイプで得られた応答曲線の一例を（図6.2.9）に示している。左側が従来の制御方式によるもので右側が〔制御方式ケース β 〕によるものである。また、この例は状態変数として〔P1, L1, T1, F1〕を用いると共に制御系設計に用いた重み係数はいままでの解析と同じく、試行錯誤を行った中で制御効果の比較的良好な場合に設定したものをを用いている。（表6.2.8）には前述したステップ応答外乱に於けると同様の制御性の改善度を示している。これらの図表例に示されるように

1) いずれの場合においても〔制御方式ケース β 〕を用いる事で従来の制御方式による制御性が改善された。すなわち状態変数の最大変化率は従来の制御方式の場合の約30%以内に減少し、分散値の最大値も約7%以内に減少している。

2) 各状態変数の平均値ではAタイプでは流量F1、レベルL1が、Bタイプでは流量F2が従来の第1レベルのみの制御の場合に比して大きくなっている。これは、従来の制御方式では流量の制御性が他に比してきわめて優れており、第1レベルのみの制御系の場合の整定値が他の変数の整定値に比して極端に小さかった事、タイプAにおいては温度、レベルに対応する重み係数が1桁大きい為にこれらの制御を優先し、これによって生じる流量変化が加わって整定値が大きくなった為と考察される。逆に温度や圧力の重み係数の小さいBタイプの計算では温度や圧力の平均値の減少が少ない反面、流量の平均値も減少している。これらのことから重み係数の決定が制御性の改善度に大きく影響してくる事が判った。

3) 応答曲線において各変数の整定時間に着目すると温度や圧力の整定時間が少し長いもののBタイプで第1レベル制御系だけの場合に比して約78%、Aタイプで約15%に減少しており、整定時間の観点からも〔制御方式ケース β 〕による改善度が大きい。

4) 〔制御方式ケース β 〕の各タイプについて考察すると、前項までに考察してきたと同様、タイプAの制御方式の改善度が優れている事が判った。

6.2.4 適用性に関する補足的検討

評価関数内の重み Q の検討

〔制御方式ケース β 〕の設計に際して4章3節（4-57）式に示される評価関数の重み Q について検討した。評価関数の重み Q の決定にあたって考察する要素は通常次の3つが考えられる。一つはモデルを同定するにあたって求めた（4-48）式のノイズの共分散マトリックス dM の対角要素の逆数を目やすとしてそれぞれの対角要素の比率を考慮することであり、一つは対象の制御の目的に沿って状態変数間の整定値の大きさの比率を対角要素の比率に反映させる事であり、一

つは重みマトリックス \mathbf{Q} の全体の大きさを制御性の目標を考慮したシミュレーション実験から求めることである。このうち、前2者は外乱の発生状況や制御の目的から考えられるものであり、前6.2.3項の種々の外乱応答解析を行うにあたって比較的の良い制御性を与える場合の重み係数を求めて各表に示した。後者は設計にあたって求めておくべき性格のものと考えられ、ここでは基本的な検討として対角要素の重み比率は一定で全体の大きさを変えた場合の制御性について述べる。一例として、前項に於ける制御性改善が最も大きいケースとして考察されたタイプAの場合について重み係数を $10 \sim 10^5$ 倍まで変えた場合の制御性改善度を求め(図6.2.10)に示した。この図は横軸に重みの対角要素の大きさを、縦軸には全状態変数にインパルス外乱を投入した場合の状態変数誤差2乗積分値、ピーク値、整定時間、状態変数の最大分散値の各値を従来の第1レベル制御系だけの制御を行った場合の値を1に規格化して示している。以上の計算結果から以下の考察が得られた。

1) 重み係数の各要素が10以上で整定時間は大巾に改善されるが 10^4 以上で整定時間は極端に短くなる。しかしこのとき温度 T_1 、圧力 P_1 にかけの振動が現われ安定余裕は少なくなっていると考察された。流量 F_1 、水位 L_1 は重み係数が 10^2 で既に高周波の振動がみられ、重み係数が少くとも 10^3 以上の場合には各状態変数の特性や(4-48)式に示されるノイズの共分散を考慮した重み係数の対角要素の比率を考慮すべきである事を示している。

2) それぞれの応答曲線を検討してみると重みを増すに従って流量 F_1 のピーク値が大きくなっていることが視察される。これは、全体の制御性を良くする為に主循環流量の操作端である主循環流量弁開度 $CV1-1$ が大きく変化している事を示している。予備解析結果や6.2.1, 3項の検討結果を考え併せると第1レベルの流量制御系は高周波領域にも優れた制御性を持ち、流量一定の調節動作に対してすぐれた制御性をもっているが、部分的に流量を一定に制御することは必ずしも全体の制御性を良くすることにはならない事が明らかとなった。すなわち6.2.3項及びここでの結果は、対象全体の制御性から判断すると流量自身が他の変数、温度や圧力の操作変数の意味を持っており、流量の制御性を悪化させても圧力や温度など全体の制御性の改善が可能である事を示している。同時にここでの考察は沸騰水型原子炉のプラント制御においてイ) 流量そのものの感度が大きく、操作変数とすべきであること。ロ) 流量を操作する事によって出力変更時の温度、圧力の制御が容易に行えること。ハ) 流量そのものの制御も多変数なトータル制御の概念で考えるべき事、など5章1節、5章2節の結果を間接的に裏付けているものと考えられる。

第2レベル制御系の堅牢性の検討

〔制御方式ケース β 〕の設計結果得られたゲイン行列 \mathbf{K} の各要素を一率に変化させて制御性の変化、安定性を調べ制御系統の堅牢性の検討の1つとした。他のタイプに比較して制御性の改善度の小さいものの中であつ、各変数の振動の生じやすい結果を得たBタイプの制御方式の場合を一例として(表6.2.9)に示している。

この例では重み行列 \mathbf{Q} は対角要素だけの場合で比較的妥当と思える場合、すなわち全ての要素を 10^3 とした場合に得られたゲイン行列 \mathbf{K}_0 を出発点とし、 $1.3\mathbf{K}_0$ 、 $1.6\mathbf{K}_0$ 、 $4.0\mathbf{K}_0$ の場合に各状態変数にステップ状外乱を印加した場合の制御性を従来の制御方式の場合に比較して示している。モデルの状態変数の組合わせは $[F_1, P_1, T_1, L_1]$ であり X_1 は F_1 を、 $X_2 = P_1$ 、 $X_3 = T_1$ 、

$X_4 = L1$ を示している。この計算結果から、

1) $4.0 K_0$ で不安定となり、不安定現象は各変数で単調に発散するものであった。2) $1.6 K_0$ の場合 F1 外乱に対して L1 が高周波の振動を起こした。3) $2.0 K_0$ の場合 L1 外乱に対して L1 が「かげの振動」を生じ安定限界の近傍にある事を示した。しかし、4) 全ての変数が安定範囲内であれば、評価関数値 K_0 の倍率の増加と共に制御性は改善される方向である。5) ピーク値の最大値、分散の最大値でみると $1.3 K_0$ まで改善されているが $1.6 K_0$ では悪化している。ことが判った。以上から、この制御方式を適用するにあたってゲインパラメータの誤差が 1.3 倍以内であれば安定余裕は充分であり、制御性の悪化に至るまでの余裕も充分であると考察された。

次に、4 章 3 節 (4.54) 式で示される第 1 レベル制御系を含めた対象のモデルの係数 $A(m)$ の変化、すなわち実際の対象とモデルの差がある場合を想定し、これに対する安定性を調べた。6.2.3 項で最も優れた制御性を持つものと考察されたタイプ A の方式の場合を例にとって述べる。係数 $A(m)$ は各要素一様に 0.8, 1.1, 1.15, 1.17, 1.2, 1.5 倍してインパルス応答を計算した。重み係数 Q は対角要素だけを考え、これが全て 10^3 の場合は 1.1 倍で安定であったが、1.15 倍で不安定になった。 Q の対角要素が $(10^5, 10^6, 10^6, 10^5)$ の場合は 1.15 倍でも第 2 レベル制御系を付ける事によって安定に保つ事ができた。この結果、モデルの係数変化の効果は鋭敏で、余裕度は少ないが、適した重み係数で設計した第 2 レベル制御系を付加することにより、安定範囲がわずかに広がり広がる可能性があることが判った。また係数 $A(m)$ の増加と共に制御操作が大きく動作する方向に変化し、減少の場合は減少と共に操作が小さく動作する方向に変化する事、安定範囲は減少の方向にわずかに広がり広い事が考察された。

〔制御方式ケース β 〕の設計、手順の簡素化についての検討

〔制御方式ケース β 〕の適用にあたって、より一般性を持たせる為、又、4 章 2 節に述べたように現場調整法としても利用しうる為に予備解析から適用までの設計作業手順の簡素化を検討した。手順の流れをフローチャート化したのが (図 6.2.11) である。前項までの解析、設計、検討で得られた知見をもとに、フロー図を説明する。なお、設計法は第 2 レベルの制御タイプによって基本的に異なる為に前項までの検討結果を反映して、他のタイプに比べて制御性改善度の良いタイプ A, D の場合を代表例として考えた。

1) 対象プラントの制御目標を把握し、既存プラントの場合は過去の運転データや運転員の経験を参考に対象の動特性の知識を集収、整理する。

2) 6 章 1 節に述べたような予備解析を行う。この場合全系をカバーする一つのモデルを作成するのではなく、第 1 レベルの制御系を想定し、この制御系の動特性を推測しうる程度の部分的な (サブシステムの) モデルを作成すれば良い。これがこの方法の第一の利点で、解析やシミュレーション作業における計算量、モデル作成の作業量が大きく節減できる。

3) 部分的に 1 入力、1 出力の P.I 補償型制御系を設計する。(既存のプラントで、部分的な制御系が用いられている場合はそのまま利用する) この部分的な制御系の設計は古典制御理論に基づく周波数設計法でも、時間領域でのシミュレーション法のいずれでも良い。

4) 対象プラントに計算機システムを施設し、3) 項で得られた部分的な制御系を計算機プログラムで、或いはバックアップ用のアナログ制御系として施設する。ただし、アナログ制御系を

用いる場合でも、制御系統機器は計算機による操作が可能である形にした方が同定実験など後の手順が容易である。既存のプラントの場合は計算機操作のできるものに改造すべきである。

5) 計算機システムを施設して、本論文で行ったのと同様の同定実験を行う為に、各部制御系の操作端、或いは各部制御系に用いられていないが感度の高い操作端があれば、それらも含めて第2レベルの制御系の操作端を選定し、この操作端に投入するM系列信号を設計する。M系列信号の設計はイ)系が部分的制御系の機能している状態で安定であるよう、ロ)それぞれのM系列信号間で無相関であるよう、ハ)操作端の状態変数に与える影響の時間特性に対応するように、予備解析を参考に決定する。

6) 第2レベル制御系が対象とする簡略モデルの範囲を決定し、測定すべき変数を制御目標と予備解析結果から決定する。

7) 6.2.1項に示した同定実験を行う。実験終了後時系列解析、設計、シミュレーション実験による検討は4章3節に述べたように(図4.3.1)に示す計算コード群により計算を行って結果を分析する事により半自動的に進める事ができる。

8) MULCOR, MULSPEを用いた時系列解析では、モデル構成変数の選択と実験に用いたM系列信号の妥当性をチェックする。

9) MFPECによるモデルの決定計算では、データのサンプリング相関計算の打ち切り次数の妥当性をチェックすると共に4章3節に示したDECOLを用いてステップ応答を、又TRJCTRを用いて同定精度のチェックを行う。

10) 第1レベル制御系を含んだモデルが同定されるとOPTDESを用いて制御系を設計し、OPTSIMを用いて重みの検討等を行う。OPTSIMは状態変数、操作変数のインパルス、ステップ状外乱の計算の他、ホワイトノイズや任意の外乱に対するシミュレーション実験が可能であるように作成している。

11) MULCORからOPTSIMまでの計算は分割、一括のいずれのプログラム構成でも行えるので、実験データから制御系の設計を経てシミュレーション実験まで、計算打ち切り最高次数、サンプリング時間などのモデル決定についてのパラメータや重み係数、保全性、堅牢性に関するパラメータなど、パラメトリックサーベイを目的としたくり返し計算を行う事が可能である。また、対象とするデータの数と時系列の長さを(20, 1000)～(500, 500)まで扱えるように拡張している。

現場調整法として利用する場合は7)～10)項に述べた内容のパラメトリックサーベイをくり返す事になるが、この場合、11)項に述べた一括プログラムを用いると計算時間がFACOM-M200で約3分である。原子炉プラントを想定した場合、5章1節の結果から測定データ数は15変数で充分であり、応答の時間性とM系列信号の条件から一実験に必要な時間を30分と仮定した場合、第1レベル制御系のP.I.パラメータの調整、第2レベル制御系のゲインマトリックスの調整、重み係数による調整を含めて、およそ2日で現場調整は完了すると考察される。

6.3 制御方式ケース β の適用性についての結論

同定実験と予備解析について

1) 同定実験の投入外乱としてM系列信号を用いたことは実験に於いて外乱信号の作成の容易さ、解析において再現の容易さ、実験の安定性など実験と解析手順の簡略化の上で有効であった。

2) 実験から求まるモデルの構成変数は測定変数の範囲を越えないものであるが、あらゆる測定変数を用いてモデルを構成することは、実験におけるデータの収集、解析の量が多くなり不経済である上に、簡略モデルを得る目的にも合致しないので、測定変数の選択は慎重にしなければならない。また、M系列信号の作成にあたっては、信号相互の無相関性の検定の他に、投入端と感度の高い変数の応答特性を考慮して適した信号巾や、大きさ、周期の選択が重要である。操作端の選定には従来用いられて来たものの他に従来の運転経験や動特性の物理工学的考察から注意を引く変数があれば、これを加えて、時系列解析を行ってその特性をより明確にすべきである。

予備解析は以上の測定変数の選択、M系列信号の作成、操作変数の選択などに必要不可欠のものである。

3) 実験時の運転形態は従来の部分的なP.I.補償型の制御方式の計算機制御、或いは計算機制御システムのバックアップ制御系としてシステムに施設されているアナログ制御系の機能している状態で行ったが、これにより実験の為に対象の運転状態が悪化して機器に負担をかけたり、定常からの逸脱することもなく実験の実施が容易であった。

4) 〔制御方式ケース β 〕が計算機制御形態を想定していることから、緒言に述べた本研究の過程はそのまま実際の対象に適用できる。すなわち、既に建設されているプラントでは従来の制御系を計算機に代行させる計算機システムを施設した上でここでの実験と第2レベル制御系の設計と施設を行えばよい。また、建設途上にあるプラントでは詳細なモデルと従来の制御系に相当する部分的な制御系をアナログ或いはディジタル計算機上に作成した上でこれを対象にここに示した簡略モデルを作成する同定実験と第2レベル制御系の設計を行う事となる。

なお、実験を行う前に計算機システムを施設する事は、実験に於けるM系列外乱の作成と系への付加、データの収集及び解析計算を全て自動化できる点で有利である。

時系列解析と簡略モデルの作成について

1) 時系列解析の第一の目的は同定実験における測定変数、操作変数の選択の妥当性の確認と簡略モデルを作成するにあたっての構成変数の適切な選択を行う事であったが、これらの目的はほぼ達成された。

2) 第2の目的は予備解析結果とともに、対象の詳細な動特性を把握する事であるが、この目的も達成された。予備解析で行ったステップ応答を主体とする解析に加えて変数間の応答の時間特性がより明確に把握できた。

3) モデル決定解析では、サンプリング間隔と最大計算次数Mが重要なパラメータとなり、これらの設定を誤ると実対象と全く異ったモデルを作成する危険があった。これらのパラメータを設定するには離散化データの再現性に係るサンプリング定理を用いる以外に、簡略モデルを目的としていることから、どの周波数領域に精度の良いモデルを作成するかを予め定める事が大切であ

る。ここでは第1レベル制御系をモデルに含める為に第1レベル制御系の時定数から、サンプリング間隔を2秒に、また、対象のループを流れが一巡する時間と等しい時間である120秒を1つの目安として最大次数を決定し良好な結果を得た。

4) ここでは第1レベル制御系の特性を対象に含めた形で、実験から直接モデルを作成したが6章2節に示したように実験時の応答とモデルの応答がきわめて良い一致を見た。なお、この種の試みが過去になされた例を見ない。

5) 一方、ここで用いたモデル同定の方法について不備な点として解析過程から以下の点が考察された。イ) 4章3節に述べた同定理論に明らかなように、この方法は測定できない変数をモデル構成変数とすることができず、非線形特性を同定できない。前者の問題はこの方法を用いた目的が簡略モデル作成にあるので特に問題とならなかったが、後者の問題は、第1レベル制御系に用いられている積分要素の効果をとらえる事ができなかった点で今後課題を残した。今後は非線形特性を明確にとらえる多変数系の同定法の研究開発が重要な課題である。ロ) ほぼ同様の特性を持つ2つの変数(ジェットコンデンサ圧力 P_2 とテストセクション圧力 P_1 等)及び時間遅れ要素で連らなっている変数(主冷却器出口温度 T_{10} とテストセクション入口温度 T_1 等)のいずれの変数をモデル構成変数とすべきかの選択について明確な方法が得られずに、それぞれの同定の実験ごとに、いずれかの変数を選択し、実験に於ける応答との比較を行って、いずれの変数を用いた方が同定の精度が良いかの試行錯誤をくり返して決定する方法を用いたが、より合理的な構成変数の選択の方法を考慮すべきであり、この事によってモデル決定の作業が非常に容易になると考えられるので、今後の一つの課題である。

制御系設計と制御性について

1) 6章2節の検討結果から〔制御方式ケース β 〕は、4形式とも制御性改善に優れていた。中でも〔制御方式ケース α 〕に相当する構造であるA形式の改良がもっとも優れた改善度を示しかつ一般的である。この形式は制御の安定余裕も他の形式に比して大きい。D形式は第1レベル制御系に用いていない新たな直接操作端を付加した点で特徴があり、制御性の改善度は優れているが、この結果はここでのプラントにのみ云える事で一般的でない。しかし、従来のプラントの部分的な制御系で見落されていたり、運転員の既知概念上、放置されていた操作変数を新たにとり入れる事による改良は、D形式の設計手法を適用する事で実施できるので、必らず一度は試行すべき意味を持っていると考える。

2) 第2レベル制御系を付加した場合の制御系(〔制御方式ケース β 〕のこと)の制御性を検討する為インパルス応答、ステップ応答、ホワイトノイズ外乱に対する応答、SGH ステップ外乱応答等、種々の外乱応答を計算し、従来の第1レベル制御系だけの場合と比較をしたが、いずれの場合も制御性が改善された。また、制御系の堅牢性を調べる為にゲイン要素、(4-63)式の K 要素が設計値から動いた場合、(4-54)式で表わされるモデルの係数 $A(m)$ が誤差を持った場合についてもそれぞれの検討を行なったが、いずれの場合もかなりの範囲で系は安定している事が判った。この事から現実はこの制御方式を設けた時点で、測定信号や制御信号に雑音が加わったり、計算上の誤差が発生しても系が安定しており、堅牢性があると考えられた。

3) 一方、制御系の設計にあたって将来の課題は評価関数内の重み係数；(4-57)式の Q 、 R

と制御性の改善についての試行錯誤的方法を改良する事である。本方法では幾通りかの重み係数を選定して重み係数と制御性の改善度のたまかな関連を 6.2.4 項で得ているが、1組の重み係数とその設計結果を選定するに至っていない。これはイ) 重み係数と安定性の関係、ロ) 得られたゆいいつの重み係数が実対象について最も適した制御則を与える保障がない、ハ) 試行錯誤的にこれを求めた場合、その試行が莫大な数になる事が予想される為である。この事から合理的な重み係数の決定方法の開発が今後の課題であると考ええる。

4) プラント施設の計算機がある場合は、データ収集解析と実験をオンラインで行える可能性を有している。さらにデータ解析や制御系の設計作業についても、計算機容量さえあれば、すべてオンライン化することも考えられ、さらに制御特性改善度の判定部分で試行錯誤を基調とする簡単な学習機能を付加することによって、自動的に制御系の改良を進める事ができるようになり制御系に簡単な自己組織化機能を持たす事が可能である。

以上の適用性検討の結論から 4 章 2 節で示した〔制御方式ケース β 〕が従来の P. I. D 補償法を基本とする部分的な制御方式による制御特性を大幅に改善し、原子炉プラントのプラント制御系改良に有効であり、直ちに適用の可能性があると結論できる。

得られた制御則は数学的に厳密な最適制御方式でないが実用性に重点をおいた制御方式であるといえる。またこの制御方式適用の目的の 1 つである運転中或いは試運転中の P. I. D 補償方式を基本とする部分的な制御方式を採用している既存のプラントの制御系の改善に有効である事が示された。また、ここで行った検証は定値制御問題に止まったが、5 章に検証を行った〔制御方式ケース α 〕の一部として用いる事により、原子炉出力変更制御問題にも適用しうる。すなわち、5 章で得られた結論を前提にして、原子炉プラントの 100 % 出力状態に対して 10 % 毎の定常運転状態で〔制御方式ケース β 〕を設計する。第 2 レベル制御系である LQR のゲインマトリックスを記憶しておき、負荷変更要求に対応した出力変更のパターンの変更が決定されると〔制御方式ケース α 〕による方法で、目標値と基本的な制御出力をプログラムの的に変更すると共に〔制御方式ケース β 〕の設計で得られているゲインマトリックスを切り換えながら、LQR による定常制御出力を基本的な制御出力に加える。

なお、〔制御方式ケース β 〕の第一レベル制御系とその P. I. 定数は〔制御方式ケース α 〕における積分経路に相当するもので、ケース α の設計におけると同様に試行錯誤的に決定する事もできる。

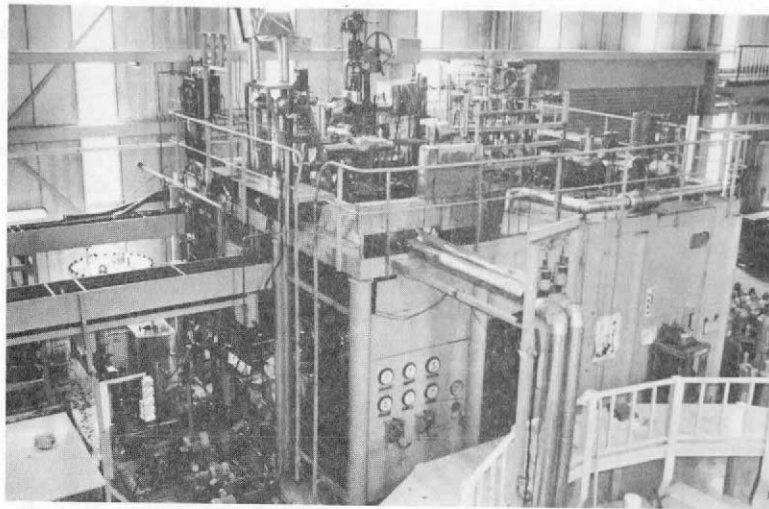


Fig. 6.1.1 a) Oarai Water Loop No.0 [OWL-0]

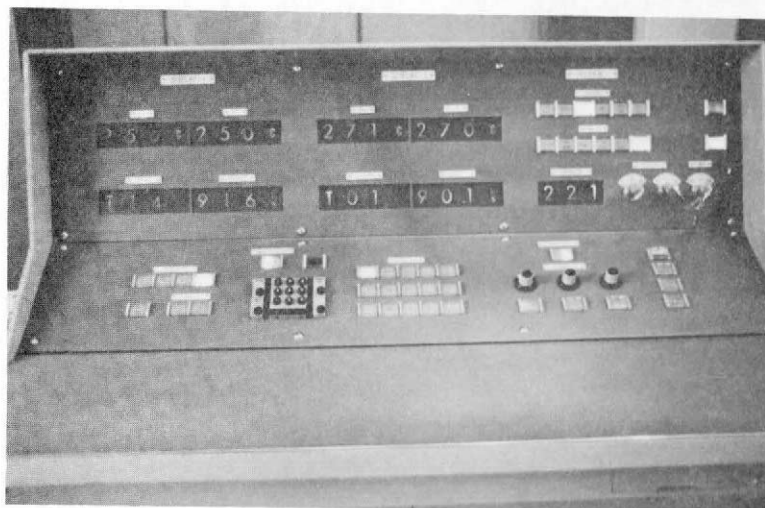
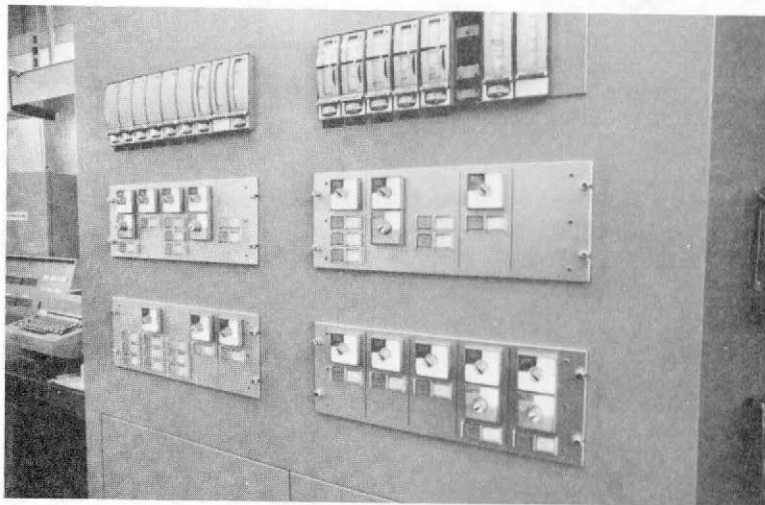


Fig. 6.1.1 b) Computer system of OWL-0; DDC-BACKUP STATION and OPERATOR CONSOLE.

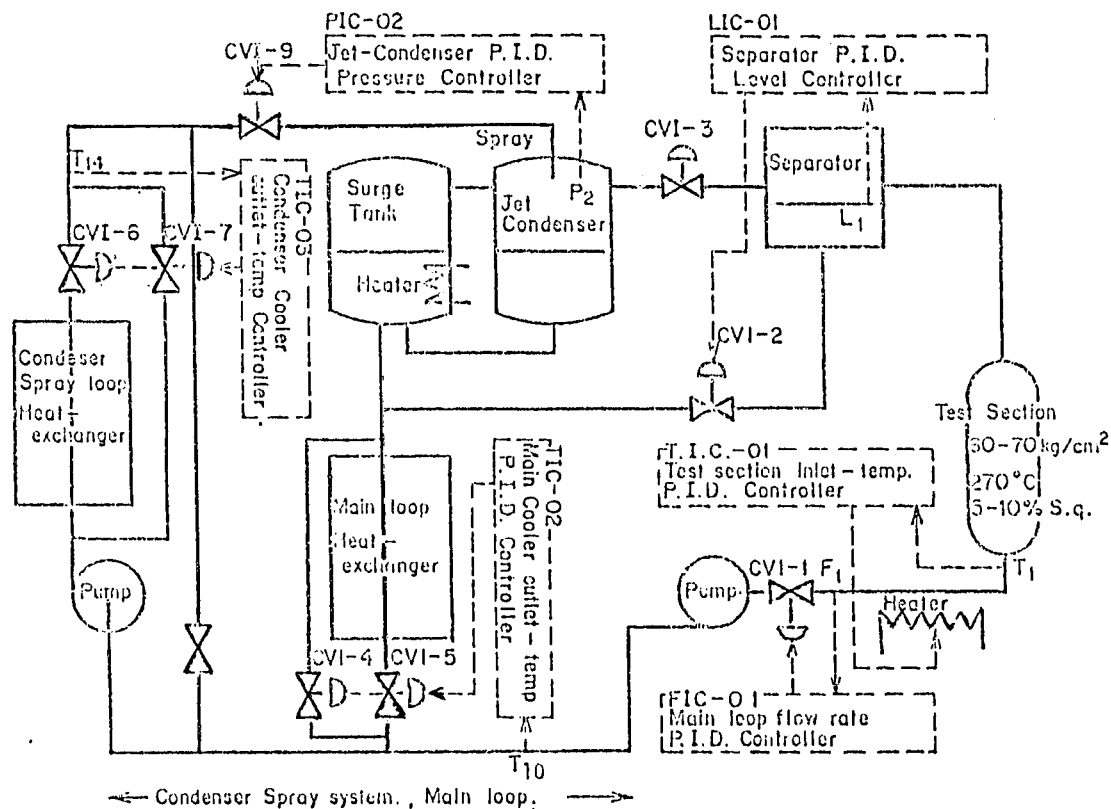


Fig. 6.1.2 Schematic diagram of OWL-0 with main sub-loop controller.

Table 6.1.1 List of Main Sub-loop Controller.

Sub-loop Controller	D.D.C. OPERATING MODE					B.U. OPERATING MODE				
	Detect. Signal	P	I	D	Control Valve	Detect. Signal	P	I	D	Control Valve
Main Cooler Outlet Temp. Control TIC-02	T11	50	60	0	CVI-4 CVI-5	T10	50	60	0	CVI-4 CVI-5
Condenser Cooler Outlet Temp. Control TIC-03	T14	40	60	0	CVI-6 CVI-7	T14	40	60	0	CVI-6 CVI-7
Jet-Condenser Pressure Control PIC-02	P 2	50	6	0	CVI-9	P 2	45	60	0	CVI-9
T/S Inlet Flow Control FIC-01	F 1	200	60	0	CVI-1	MANUAL				
Separator Level Control LIC-01	L 1	25	60	0	CVI-2	L 1	30	60	0	CVI-2

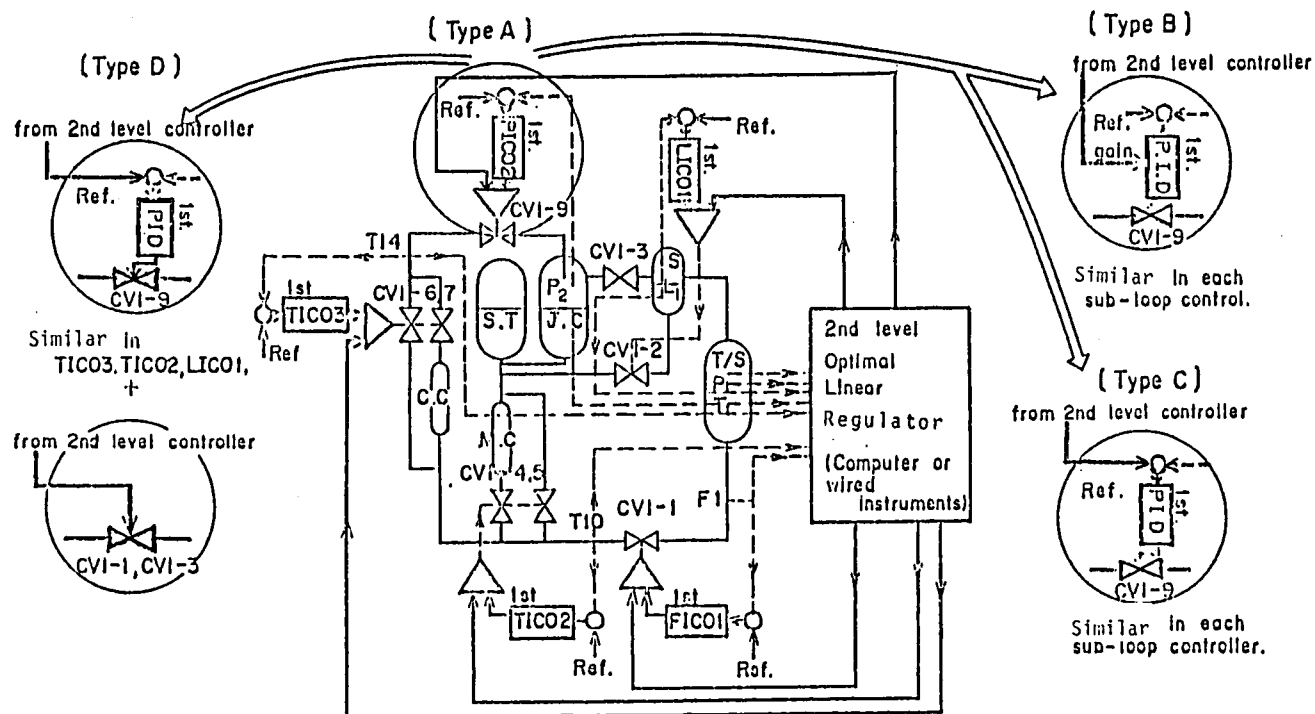


Fig. 6.1.3 Schematic diagram of each type of control method β .

表 6.2.1 各実験の目的と内容, 及び外乱投入点と測定点

想定した制御方式のケース	実験目的及び内容		他の実験と比較して異なる主な特徴	(記号は図6-1-2に対応する)				測定点
	実験番号	目的と内容		外乱投入箇所	パルス巾	パルス高さ	個数	
ケース A	1	図6-1-3のタイプAの階層構造制御方式, すなわち系の主要な出力変数を入力し, 本論で第1レベルの制御系とみなしている従来用いられてきたサブグループ制御系の操作端に加えて制御出力する制御系を第2レベル制御系として設計するため第1レベル制御系が機能している状態の主要な出力変数を状態変数, 第1レベル制御系への付加信号を制御変数とするモデルを同定する。	本論でいう第1レベル制御系は所定のP.I 制御を計算機システムで実施SGH外乱は加えない	CV1-2	15秒	±5.0%	128	T1Q, T1, F1, L1, F2, F3, P2, P1, T14及びCV1-1, CV1-4, CV1-2, CV1-9, CV1-6の開度
				CV1-9	57	±1.0	32	
				CV1-4	2	±2.0	512	
				CV1-6	126	±2.0	8	
				CV1-1	29	±0.5	64	
	3	実験は, サブグループ制御系が機能している一次系Bモード定常運転時に, 5系統の制御系の操作端にM系列信号を挿入し, 主要な出力変数のデータを記録する。 実験3はSGHのON, OFF外乱信号を加えている。	実験1に比してM系列外乱の性質を変更 SGH外乱を加えている	CV1-2	15	±3.0	128	T10の代わりにT11, F3の代わりにSGHのON, OFF信号 他は実験1に同じ
				CV1-9	55	±2.0	32	
				CV1-4	100	±2.0	16	
				CV1-6	200	±2.0	8	
				CV1-1	25	±1.0	64	
ケース B	2a	図6-1-3のタイプBの階層構造制御方式, すなわち系の主要な出力変数を入力し, 本論で第1レベルの制御系とみなしている従来用いられてきたサブグループ制御系のゲインパラメータに制御出力する制御系を第2レベル制御系として設計するため, 第1レベル制御系が機能している状態の主要な出力変数を状態変数, 第1レベル制御系のゲインパラメータを制御変数とするモデルを同定する。	実験1に比して外乱投入箇所が異なる	LIC-1 ゲインパラメータ	18	±2.0%	128	T11, T1, F1, L1, F2, F3, P2, P1, T14及びLIC-1, PIC-2, TIC-2, TIC-3, FIC-1のゲインパラメータ
				PIC-2 ゲインパラメータ	63	±2.0	32	
				TIC-2 ゲインパラメータ	315	±3.0	16	
				TIC-3 ゲインパラメータ	315	±3.0	8	
				FIC-1 ゲインパラメータ	37	±5.0	64	
	2b	実験はサブグループ制御系が機能している一次系Bモード定常運転時に, 5系統の制御系のゲインパラメータにM系列信号を挿入し, 主要な出力変数のデータを記録する。 実験2bはSGHのON, OFF外乱信号を加えている。	実験2aに比してSGH外乱を加えている	LIC-1 ゲインパラメータ	15	±2.0	128	上記測定点でF3の代わりにSGHのON, OFF信号 他は実験2aに同じ
				PIC-2 ゲインパラメータ	55	±5.0	32	
				TIC-2 ゲインパラメータ	100	±5.0	16	
				TIC-3 ゲインパラメータ	200	±5.0	8	
				FIC-1 ゲインパラメータ	25	±10.0	64	
ケース C	4	図6-1-3のタイプCの制御方式, すなわち系の主要な出力変数を入力とし, 本論で第1レベル制御系とみなしているそれぞれのサブグループ制御系の目標値に制御出力する制御系を設計するため, 第1レベル制御系が機能している状態の系の主要な出力変数を状態変数, 第1レベル制御系の目標値を制御変数とするモデルを同定する。	実験1, 2aに比して外乱投入箇所が異なる SGH外乱を加えない	LIC-1 目標値	9	±1.0	128	T1Q, T1, F1, L1, F2, F3, P2, P1, T14及びLIC-1, PIC-2, TIC-2, TIC-3, FIC-1の目標値
				PIC-2 目標値	37	±1.0	32	
				TIC-2 目標値	2	±0.5	512	
				TIC-3 目標値	126	±1.0	8	
				FIC-1 目標値	18	±1.5	64	
ケース D	5	実験はサブグループ制御系が機能している一次系Bモード定常運転時に, 5系統制御系の目標値にM系列信号を挿入し, 主要な出力変数のデータを記録する。 実験5は図6-1-3のタイプDの制御方式, すなわち4系統の制御系目標値, と2つの直接のバルブ操作を操作端とする制御系を設計するためのモデルを同定する事を目的としたもので, それぞれの操作端に手動の擬似白色雑音信号を挿入し, 主要な出力変数のデータを記録する。	他の実験に比して本論でいう第1レベル制御系はバックアップ用のアナログ制御系で実施。 外乱は手動で擬似白色雑音を加える。 SGH外乱は加えない。	LIC-1 目標値	手動による擬似白色雑音を加える 雑音は矩形波で高さ, 巾, 周期は任意値			T1Q, T1, F1, L1, F2, P2, P1, T14及びLIC-1, PIC-2, TIC-2, TIC-3の目標値及びCV1-1, CV1-3の開度
				PIC-2 目標値				
				TIC-2 目標値				
				TIC-3 目標値				
				CV1-1				
				CV1-3				

・バルブは各バルブ開度操作信号端

・・1周期に含まれる個数

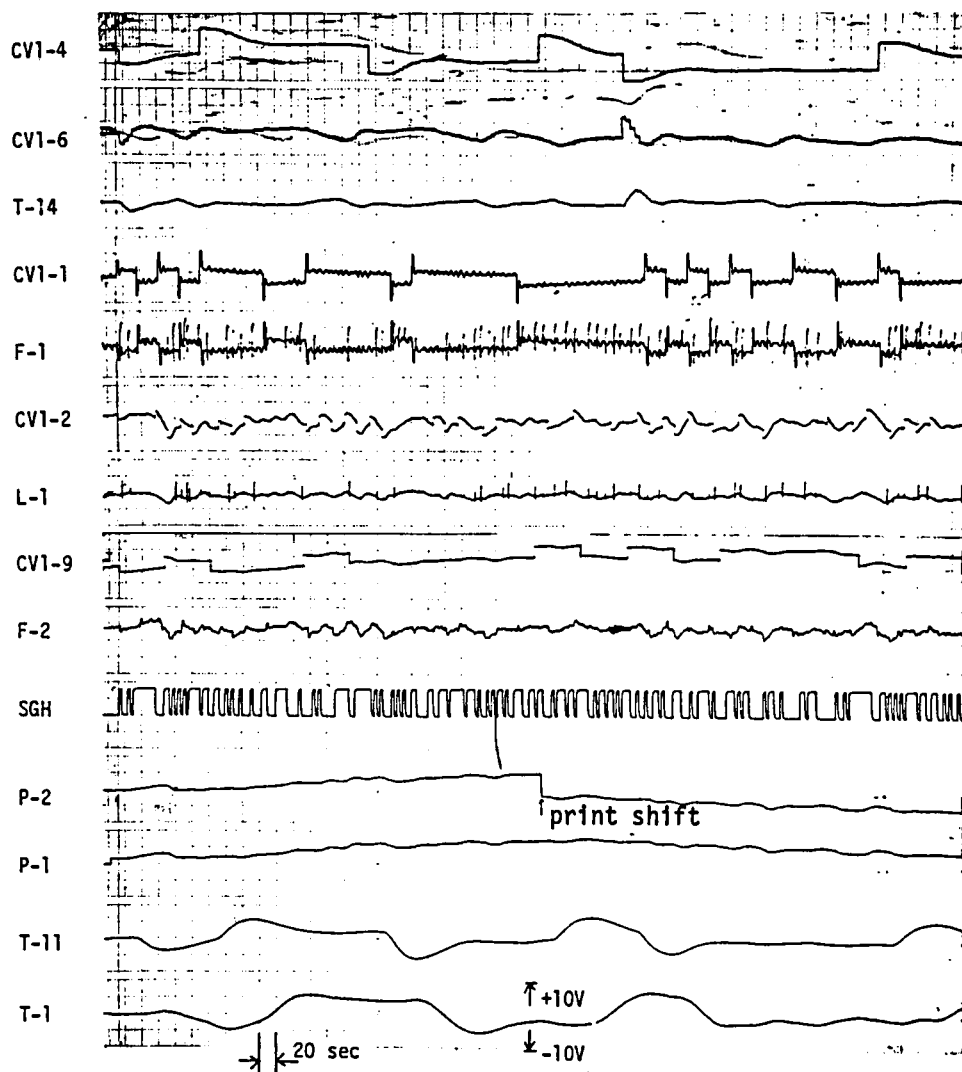


Fig. 6.2.1 Examples of data obtained from experiment no.3
(for case A control method)

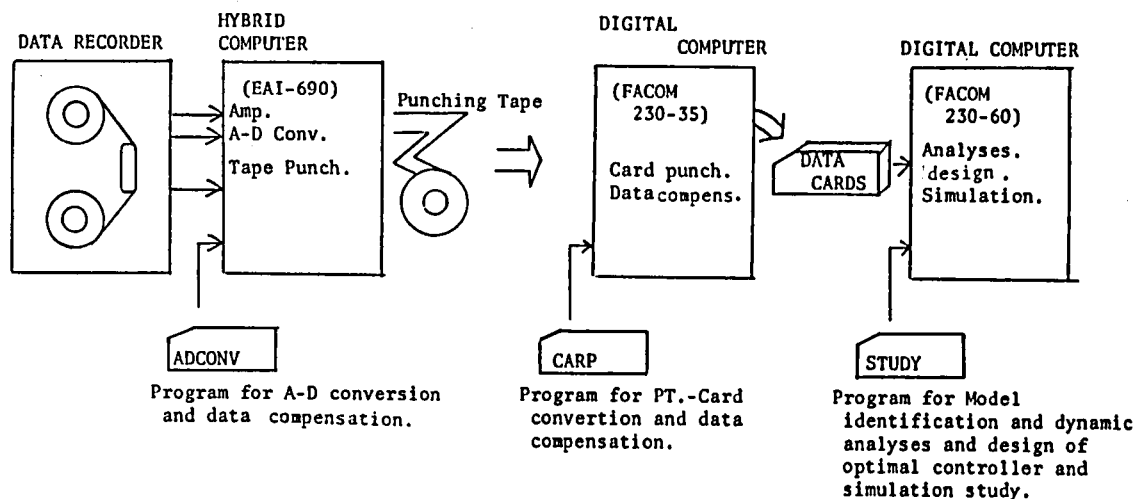
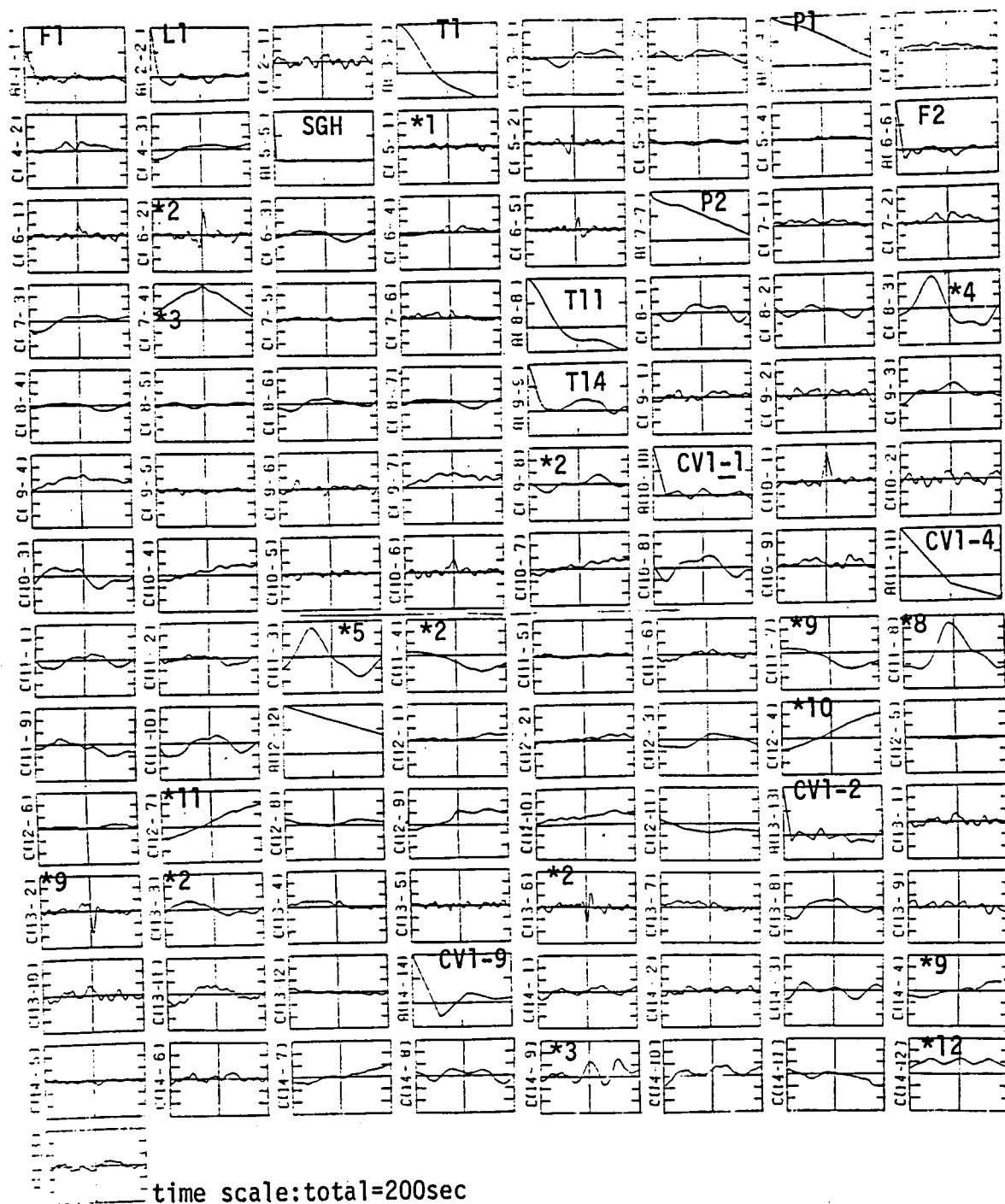


Fig. 6.2.2 Flow of the data process and calculations.



Variables

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
F-1	L-1	T-1	P-1	SGH	F-2	P-2	T-11	T-14	F01	T11	T14	L01	P02
									CV1-1	CV1-4	CV1-6	CV1-2	CV1-9

Fig. 6.2.3 Example of auto and cross correlation data in the experiment no.3

Table 6.2.2 The effect of parameter on the decision of model [Example ; (No.5) case]

State Variable	Sampling time	Cut off dimension	Model dimention	Final prediction error FPEC	Normalized noise covariance		Geometrical mean of FPEC
					Max.	Min.	
[P1, T1, L1, F2]	1	29	6	0.7008×10^{-11}	0.2307	0.2532×10^{-1}	0.1627×10^{-2}
	1	15	6	0.7008×10^{-11}	0.2307	0.2532×10^{-1}	0.1627×10^{-2}
	2	29	4	0.73771×10^{-11}	0.1741	0.2986×10^{-3}	0.2931×10^{-2}
	2	10	4	0.73771×10^{-11}	0.1741	0.2986×10^{-3}	0.2931×10^{-2}
	4	24	2	0.94013×10^{-9}	0.4447	0.1845×10^{-1}	0.5537×10^{-2}
	4	29	28	0.16712×10^{-25}	1.0	-1.0	0.3595×10^{-6}
[P1, T1, L1, F1]	1	29	3	0.33926×10^{-11}	0.2360	-0.1915×10^{-1}	0.13572×10^{-2}
	1	15	3	0.33926×10^{-11}	0.2360	-0.1915×10^{-1}	0.13572×10^{-2}
	2	29	2	0.10615×10^{-9}	0.1845	0.1349×10^{-1}	0.3216×10^{-2}
	2	10	2	0.10615×10^{-9}	0.1845	0.1349×10^{-1}	0.3216×10^{-2}
	4	24	2	0.2634×10^{-8}	-0.2537	-0.1380×10^{-1}	0.7164×10^{-2}

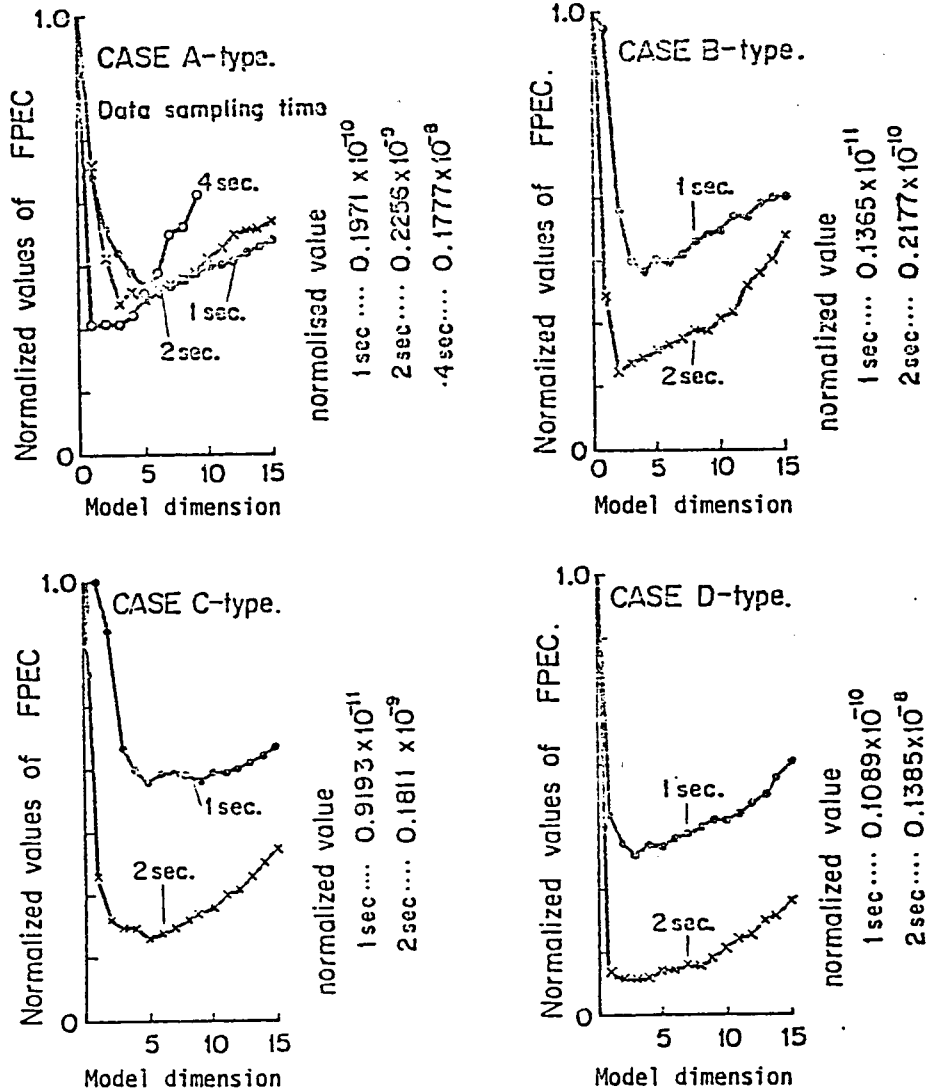
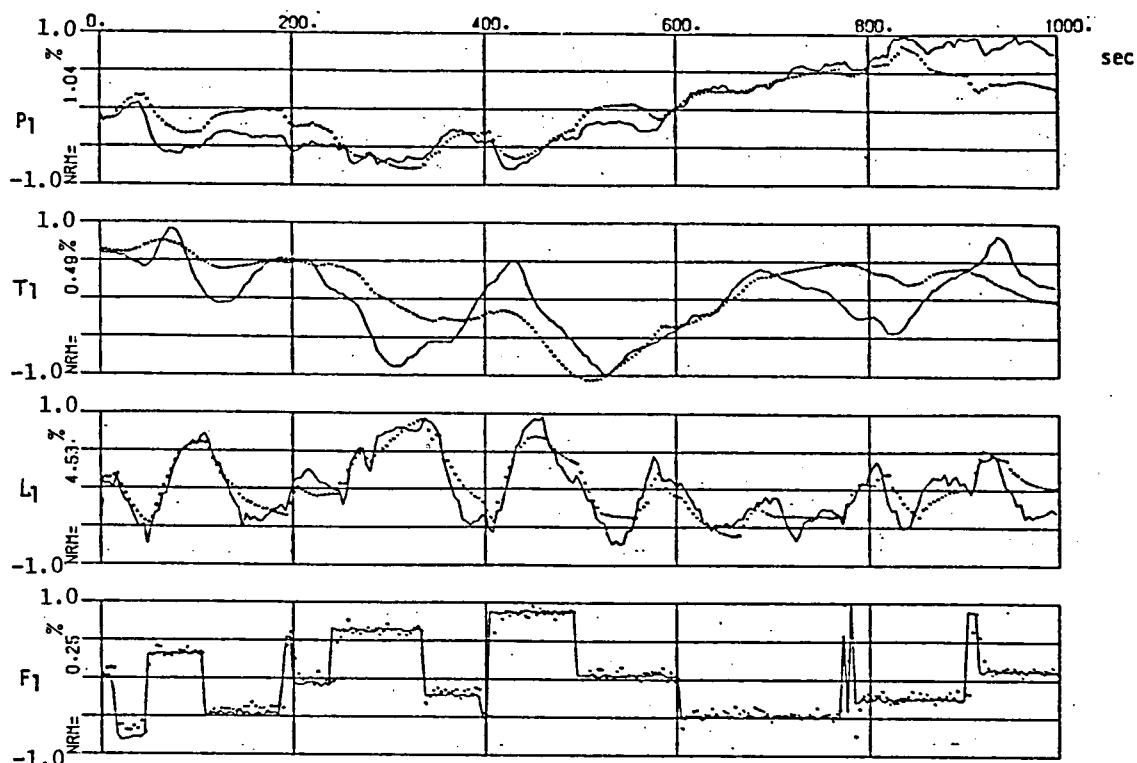
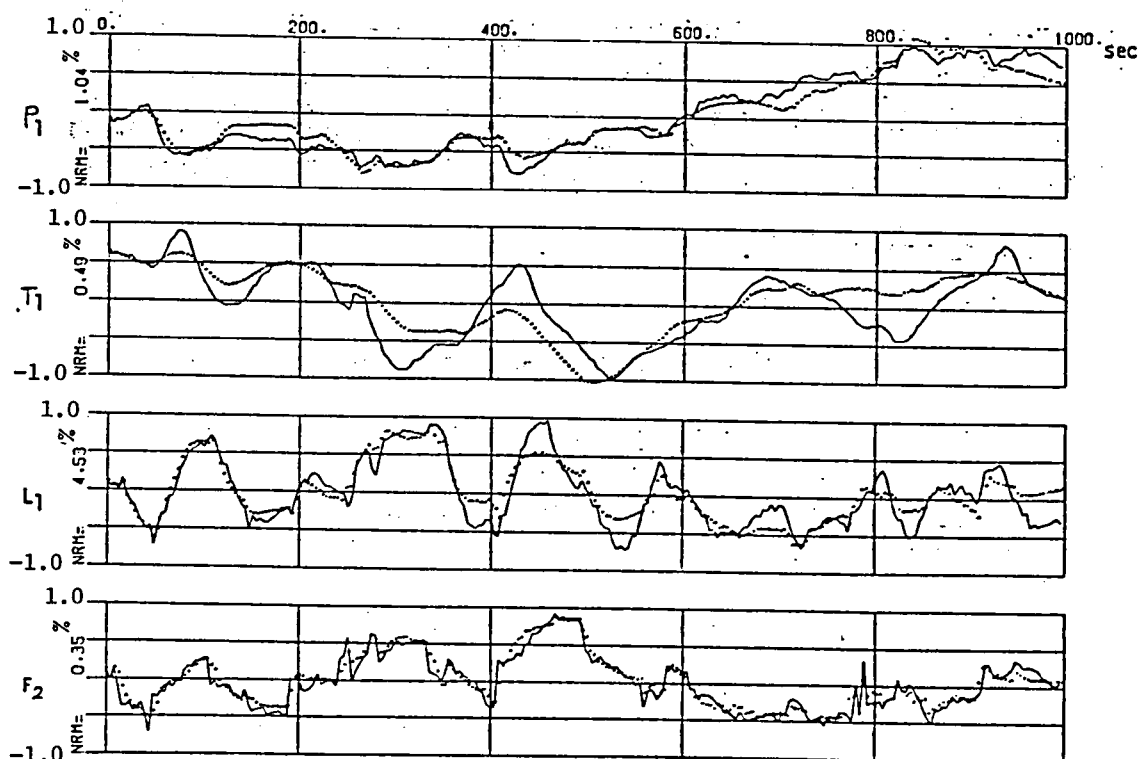


Fig. 6.2.4 Relation between Final Prediction Error (F.P.E) and Sampling time.

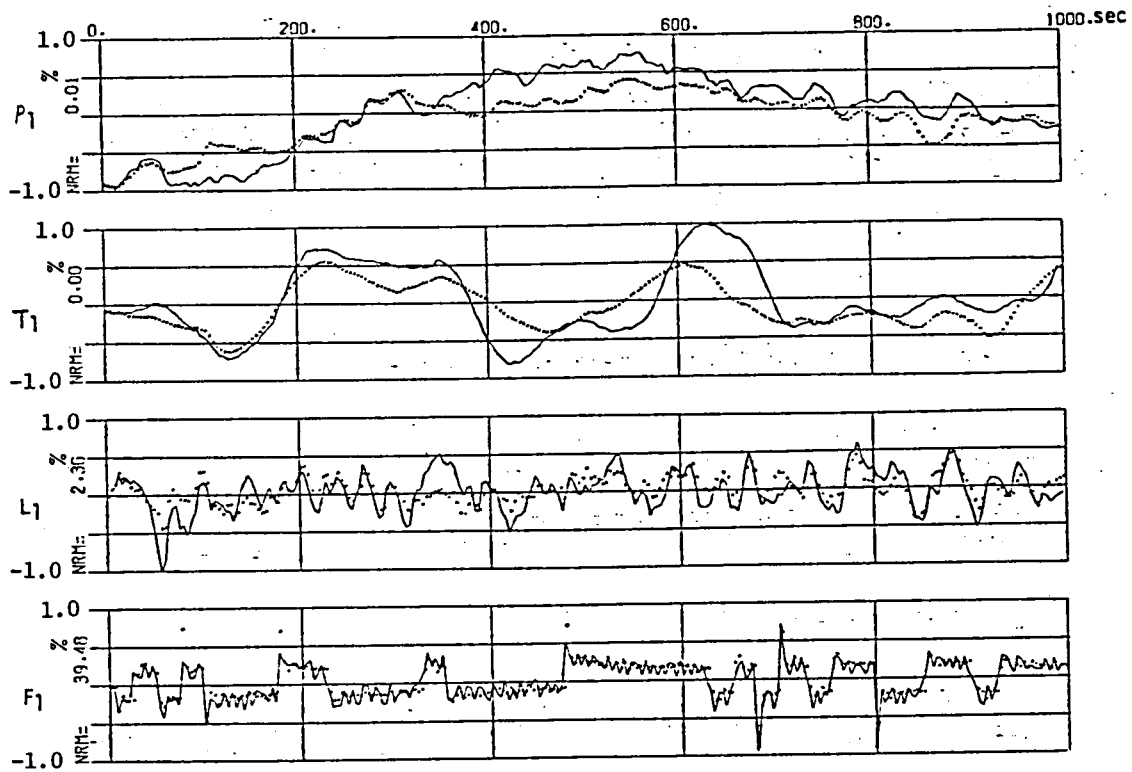


(a) CASE D-type Exp. No. 5
MODEL; Dimension = 24, Sampling time = 2 sec

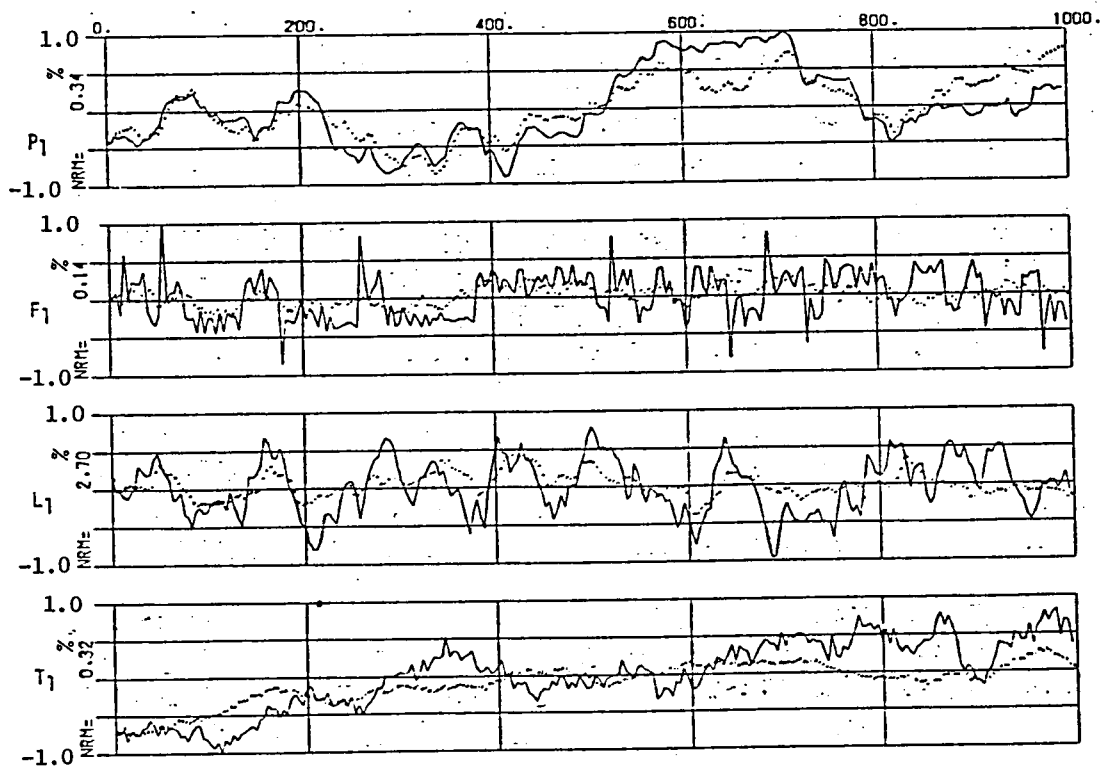


(b) CASE D-type Exp. No. 5
MODEL; Dimension = 29, Sampling time = 2 sec

Fig. 6.2.5 Comparison of the model response with the experiment data
real line; experiment, dot, line; model.

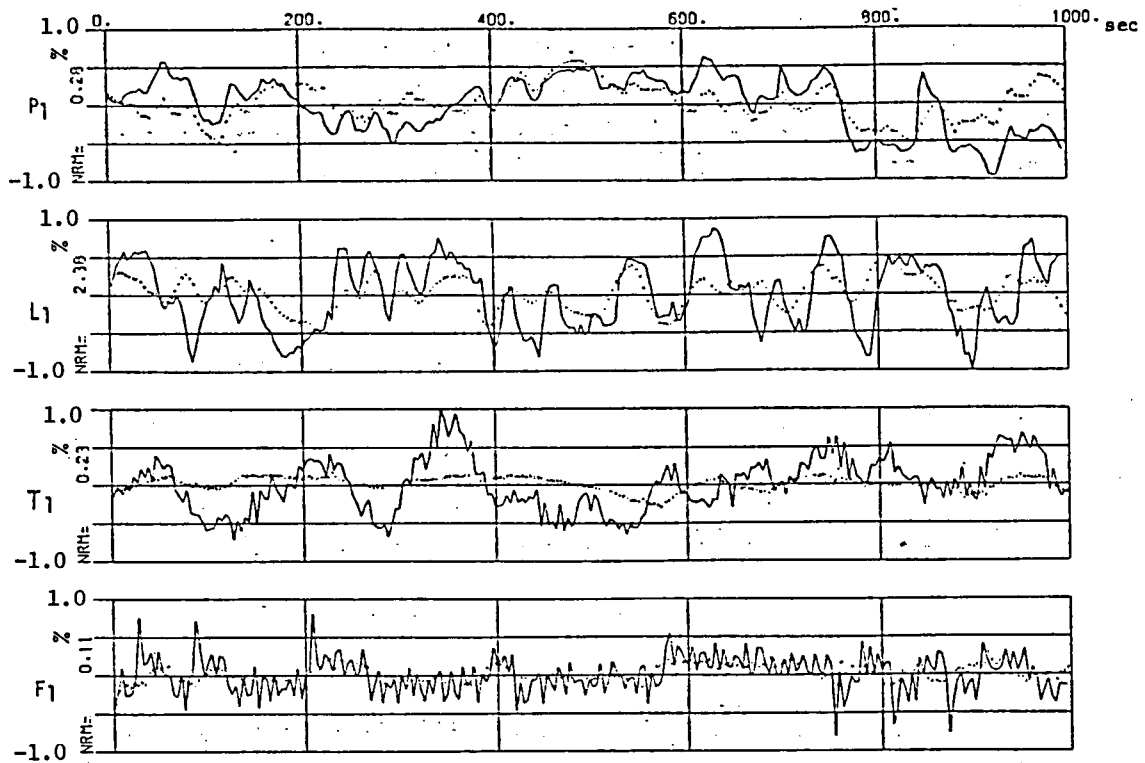


(c) CASE A-type Exp. No.3
MODEL; Dimension = 29, Sampling time = 2 sec

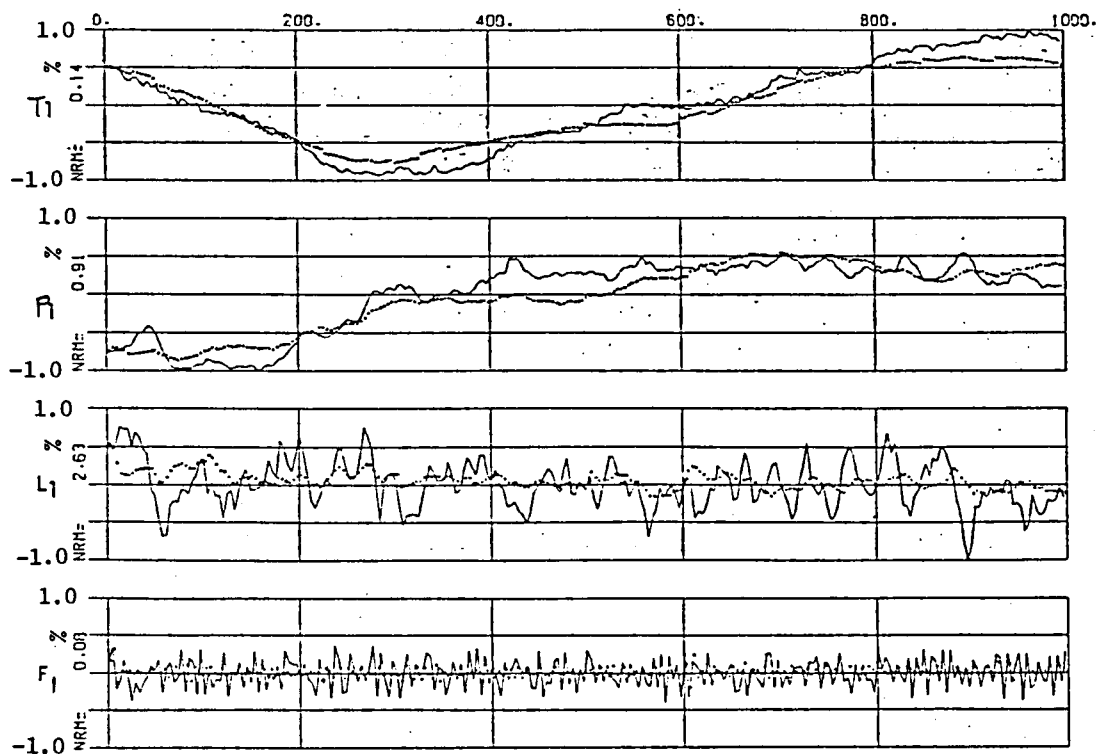


(d) CASE C-type Exp. No.4
MODEL; Dimension = 24, Sampling time = 2 sec

Fig. 6.2.5 Comparison of the model response with the experiment data
real line; experiment, dot.line; model.



(e) CASE A-type Exp. No.1
MODEL, Dimension = 29, Sampling time = 2 sec



(f) CASE B-type Exp. No.2
MODEL; Dimension = 29, Sampling time = 2 sec

Fig. 6.2.5 Comparison of the model response with the experiment data
real line; experiment, dot. line; model.

Table 6.2.3 Coefficients of the model identified from Exp. No.3

ESTIMATED SYSTEM PARAMETERS
(A(I),B(I))

LL= 7 [a(m),b(m)]

I= 1

MATRIX 4X 10

		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
F1	1	-0.40668D+00	-0.79458D-01	0.42067D-02	0.37076D-01	0.85354D-01	0.19686D-02	-0.17147D-04	-0.89446D-04	0.16236D-03	0.24763D-02
T1	2	-0.28488D-01	0.98849D+00	-0.30152D-02	0.16513D-01	0.21850D-03	0.26118D-02	0.38677D-02	0.19554D-03	0.55943D-03	0.27813D-02
L1	3	-0.49597D+00	-0.60114D-01	0.10017D+01	-0.42881D+00	-0.38748D-01	0.73110D-02	0.44788D-01	0.26652D-01	-0.36832D-02	0.41853D-01
P1	4	-0.14980D+00	-0.32541D+00	-0.20186D-01	0.91783D+00	-0.14671D-02	0.12701D-01	0.81699D-02	-0.12898D-02	0.31606D-02	0.13748D-01

I= 2

MATRIX 4X 10

		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	1	-0.31393D+00	0.19208D-01	0.10823D-01	-0.37969D-01	-0.83542D-02	-0.42575D-03	-0.41943D-03	-0.18874D-03	-0.68624D-03	0.50418D-02
	2	0.17595D-01	0.15017D+00	0.13461D-02	0.10142D-01	0.57784D-04	-0.57239D-02	-0.72176D-02	0.74393D-04	0.86032D-03	-0.62475D-02
	3	0.84118D+00	0.39012D+00	0.13385D+00	0.37328D+00	0.72630D-01	-0.19961D-01	-0.57209D-01	-0.34762D-02	0.70126D-02	-0.11763D-01
	4	0.14129D+00	0.40200D+00	0.32378D-01	0.84697D-01	-0.28143D-02	-0.10533D-01	-0.89458D-02	0.10912D-02	0.31445D-02	0.93411D-02

I= 3

MATRIX 4X 10

		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	1	0.15040D+00	0.15163D+00	-0.11403D-01	0.53474D-01	0.74962D-03	-0.25643D-02	-0.76282D-02	0.81721D-03	-0.66239D-04	0.30145D-02
	2	-0.70515D-02	0.44787D-01	0.35074D-02	0.82049D-03	0.33501D-02	0.28387D-02	-0.56433D-03	-0.21080D-03	-0.18159D-02	0.30891D-02
	3	0.37177D+00	-0.45181D+00	-0.19483D-01	0.33628D-02	-0.13472D-01	0.20314D-01	0.32115D-01	-0.13108D-01	-0.15376D-01	0.14577D+00
	4	0.67126D-01	0.23787D+00	0.77193D-02	0.54108D-01	-0.84311D-02	-0.31869D-02	-0.11539D-01	-0.14405D-02	-0.61327D-02	0.28078D-01

I= 4

MATRIX 4X 10

		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	1	0.18733D+00	-0.32823D-01	-0.67169D-02	0.20309D-01	-0.16536D-01	-0.56523D-03	0.73764D-03	0.69284D-03	0.13584D-02	0.28805D-02
	2	0.29423D-01	-0.39068D-01	0.86274D-03	0.14965D-01	-0.15231D-02	-0.67334D-03	0.10021D-03	-0.47469D-03	-0.16270D-03	0.44790D-03
	3	-0.45484D+00	0.15336D+00	-0.24656D+00	-0.79803D-01	-0.43200D-01	-0.32389D-02	-0.23955D-01	-0.13340D-01	0.18221D-01	0.12965D+00
	4	-0.18772D-01	0.20591D+00	-0.11171D-01	-0.47048D-01	0.14439D-01	0.73332D-03	-0.10338D-01	0.18890D-02	-0.38272D-02	-0.19931D-02

I= 5

MATRIX 4X 10

		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	1	0.18743D+00	0.14515D+00	-0.10411D-03	-0.15113D-01	-0.82246D-02	-0.99043D-03	0.14888D-02	-0.41596D-04	-0.46083D-03	-0.31757D-02
	2	0.13838D-01	-0.27812D-01	-0.32392D-02	-0.18371D-01	-0.12262D-02	-0.56339D-03	0.60111D-03	0.72747D-04	0.10086D-02	0.33865D-03
	3	0.28738D+00	-0.41735D+00	0.35398D-01	-0.72597D-02	0.10887D-01	0.27276D-01	0.12835D-01	-0.47271D-03	-0.19232D-01	-0.36103D-01
	4	-0.68824D-01	-0.20936D+00	0.37524D-01	-0.72217D-03	-0.66890D-02	0.12035D-02	0.20080D-01	-0.22371D-02	0.35828D-02	0.24752D-01

I= 6

MATRIX 4X 10

		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	1	0.78985D-01	-0.20148D+00	0.64981D-02	-0.21030D-01	0.21272D-02	0.14649D-02	0.52189D-02	-0.55266D-03	-0.21621D-02	-0.42170D-02
	2	0.42640D-01	0.44829D-01	0.19670D-02	0.95524D-02	-0.38563D-02	0.18805D-03	-0.12684D-02	-0.40970D-03	-0.64182D-03	0.21461D-03
	3	-0.90305D-01	0.54470D+00	-0.29878D-01	-0.49886D-01	-0.22943D-01	-0.11684D-01	-0.70917D-02	0.10595D-01	0.23518D-01	-0.14799D+00
	4	0.82564D-01	-0.28853D+00	-0.13113D-01	-0.38766D-01	0.64757D-02	0.52189D-02	-0.11487D-02	0.31916D-03	-0.48901D-02	-0.53339D-02

I= 7

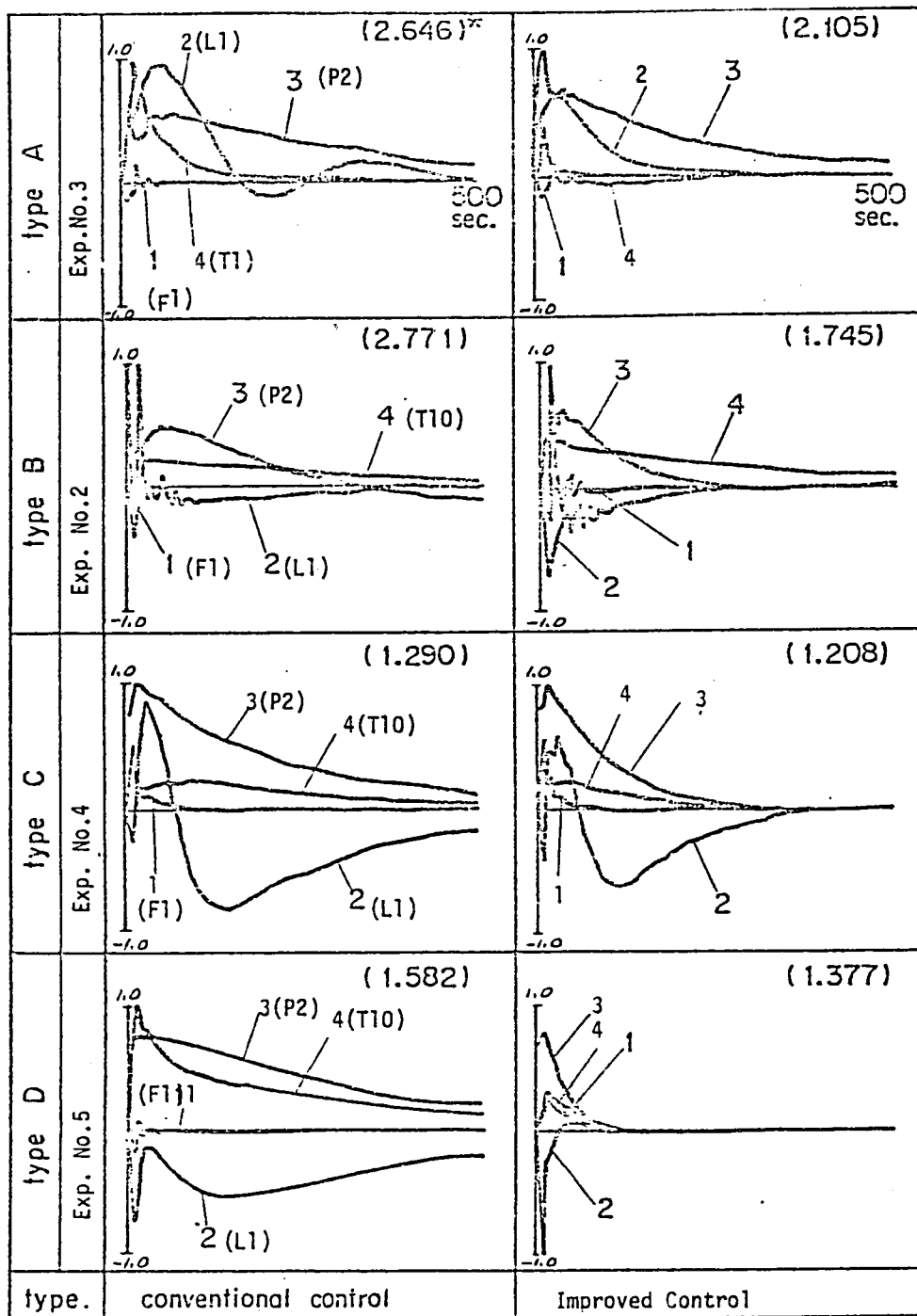
MATRIX 4X 10

		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	1	0.18843D-01	-0.14378D-01	-0.25554D-02	0.87651D-02	-0.94637D-02	0.37317D-03	-0.83691D-03	0.61214D-03	0.19301D-02	-0.11603D-02
	2	0.31847D-01	-0.17257D+00	-0.20900D-02	0.55851D-03	0.83666D-04	0.23522D-02	-0.44768D-02	0.38300D-03	-0.82878D-04	-0.33497D-02
	3	0.67172D+00	-0.15709D+00	0.62126D-01	0.18433D+00	0.92769D-02	-0.46060D-02	-0.27146D-02	0.39018D-02	-0.78145D-02	-0.23574D+00
	4	0.54450D-01	0.84703D-01	-0.83143D-02	0.21691D-01	-0.12133D-01	-0.56888D-02	0.28466D-02	0.17375D-02	0.57393D-02	0.31320D-02

Table 6.2.4 Example of gain matrix of 2nd level controller
[Case A-type from exp. no.3]

[1x(rxM) in equation(4-55)] 1=5,r=4,M=7

MATRIX		5X 28									
		1 F1	2 T1	3 L1	4 P1	5	6	7	8	9	10
CV1-1	1	0.67254D-01	0.20760D+00	0.14067D-01	0.32630D+00	-0.61495D-01	0.18898D+00	0.11483D-01	0.34629D+00	0.15520D+00	0.24138D+00
		-0.23191D-01	0.35324D+00	0.93871D-01	0.24630D+00	-0.32244D-01	0.31543D+00	0.10050D+00	0.23742D+00	0.19904D-01	0.30821D+00
		0.10404D+00	0.25021D+00	0.23867D-01	0.31121D+00	0.68031D-01	0.24307D+00	0.74876D-02	0.29909D+00		
CV1-4	2	-0.26674D-01	-0.16152D+00	0.48107D-01	-0.28638D-01	-0.49822D-01	-0.19413D+00	0.40522D-01	-0.20017D-01	-0.35826D-01	-0.19954D+00
		0.27058D-01	0.90607D-02	0.51642D-01	0.21965D+00	-0.11528D-01	0.11050D-01	0.32161D-01	0.22238D+00	-0.18779D-01	0.19210D-01
		-0.28350D-01	-0.22858D+00	-0.36258D-01	0.14764D-01	-0.39684D-01	-0.24021D+00	-0.28480D-01	0.12358D-01		
CV1-6	3	0.94333D-01	0.45266D-01	0.29192D-01	0.76898D-01	0.49853D-01	0.83803D-02	0.24328D-01	0.47027D-01	0.84244D-01	0.28614D-01
		0.29497D-01	0.53716D-01	0.82691D-01	0.24821D-01	0.21104D-01	0.32336D-01	0.83678D-01	0.30055D-01	0.57643D-01	0.19085D-01
		0.72418D-01	0.23243D-01	0.68784D-01	-0.48309D-02	0.57544D-01	0.18767D-01	0.82245D-01	-0.28026D-02		
CV1-2	4	-0.11996D+00	0.56658D-02	-0.15127D+00	-0.66008D-01	-0.11332D+00	0.11790D-01	-0.15181D+00	-0.76508D-01	-0.10489D+00	0.11262D-01
		-0.12799D+00	-0.85459D-01	-0.11002D+00	0.83453D-02	-0.10977D+00	-0.90772D-01	-0.11526D+00	0.10791D-02	-0.10139D+00	-0.93817D-01
		-0.10304D+00	-0.13537D-02	-0.10250D+00	-0.92395D-01	-0.98953D-01	-0.50622D-02	-0.10906D+00	-0.97456D-01		
CV1-9	5	-0.37170D-01	0.49647D-01	-0.12702D-01	-0.30750D-01	-0.50764D-01	0.54001D-01	-0.18933D-01	-0.26248D-01	-0.49493D-01	0.36062D-01
		-0.27503D-01	-0.19781D-01	-0.34288D-01	0.41480D-01	-0.31003D-01	-0.73617D-02	-0.63213D-01	0.29115D-01	-0.51340D-01	-0.12184D-01
		-0.35094D-01	0.30417D-01	-0.46966D-01	-0.96564D-02	-0.28782D-01	0.34430D-01	-0.64581D-01	-0.15571D-01		



* (Normalized value)

Fig. 6.2.6 Comparison between the characteristics of conventional control and that of improved one.
(In responses of state variables for impulse disturbances)

Table 6.2.5(a) Improvement in the control characteristics of improved controller for impulse responses.

Type of 2-level controller	Q.P.I.C.* Value Addition of 2nd level Controller (1st level Controller Only)					Reduced rate in various performance index of control characteristics							
						Identity Weighting Matrix(***)				Variable Weighting Matrix(****)			
	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄		Q.P.I.C	Peak Value	Regulation Time	Variance	Q.P.I.C	Peak Value	Regulation Time	Variance
Type A	F1	L1	P2	T10									
	1.2671 (1.2992)	24.768 (102.09)	58.098 (91.511)	2.6574 (33.733)	88.20 (228.6)	0.41	0.79	0.53	0.32	0.34	0.45	0.53	0.16
Type B	F1	L1	P2	T10									
	1.7363 (1.7221)	10.550 (21.977)	17.248 (44.514)	15.573 (17.013)	45.107 (85.226)	0.61	0.82	—**	0.56	0.53	0.20	—	0.44
Type C	F1	L1	P2	T10									
	1.2238 (1.2444)	14.076 (41.794)	16.437 (40.814)	2.7559 (4.7428)	34.49 (88.59)	0.79	0.99	—	0.83	0.39	0.94	—	0.44
Type D	F1	L1	P2	T10									
	1.6716 (1.1149)	3.1759 (36.991)	5.5686 (62.264)	2.0747 (37.071)	12.49 (137.4)	0.91	0.92	0.28	0.05	0.09	0.92	0.28	0.05

*) Quadratic Performance Index Criteria.

**) As the 1st level controller can not regulate through 500 sec, comparison data is not available.

***) Weighting Matrix Q is all 1 in diagonal element.

****) Weighting Matrix Q was selected to better value for control characteristics.

Table 6.2.5(b) Improvement in the control characteristics of improved controller for impulse responses.
(In the case of change in state variables)

Type of 2nd-level Controller	Q.P.I.C. Value (*1) Case of 2nd-level Controller Addition (1st level Controller Only)					Reduced rate in various performance index of control characteristics							
						Identity W.M. (*2)				Variable W.M. (*3)			
	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄		Q.P.I.C	Peak Value	Regulation Time	Variance	Q.P.I.C	Peak Value	Regulation Time	Variance
Type A	F1	L1	P1	T1									
	10.376 (1.582)	1.003 (11.491)	2.906 (283.1)	3.656 (249.3)	17.941 (545.5)	0.87	1.0	0.78	1.0	0.03	0.534	0.079	0.046
Type B	F1	L1	P1	T1									
	1.472 (1.770)	1.004 (320.2)	2.385 (788.4)	31.11 (24.83)	35.971 (1135.2)	0.98	0.998	1.0	0.98	0.03	0.306	0.92	0.003

Table 6.2.6 Improvement in the control characteristics of 2nd level controller for the step responses.

Type of 2-level Controller	State Variables (***)	Identity Weighting Matrix (**)						Variable Weighting Matrix (**)					
		Mean of X				Peak Value max of X	Variance σ^2	Mean of X				Peak Value max of X	Variance σ^2
		X1	X2	X3	X4			X1	X2	X3	X4		
1 - 1 (Type A)	X1=P2	*0.98	2.73	0.47	0.97	0.98	0.95	0.34	9.51	2.9	0.22	0.33	0.02
	X2=F1	8.65	1.18	0.97	0.94	0.93	0.91	27.34	1.19	0.25	0.10	0.44	0.03
	X3=T10	1.50	1.11	1.00	0.89	0.99	0.91	1.0	2.86	0.50	0.08	0.50	0.07
	X4=L1	11.16	0.26	1.07	0.96	0.94	0.94	30.4	4.09	1.46	0.25	0.25	0.05
1 - 2 [*] (Type B)	X1=F1	1.00	0.99	1.03	1.02	0.99	0.99	0.93	0.003	7.11	0.10	0.21	0.16
	X2=P1	1.02	1.00	1.00	0.99	0.99	0.99	6.96	0.07	0.37	0.02	0.05	0.01
	X3=T1	0.97	0.99	1.01	0.98	0.99	0.99	3.59	0.005	2.32	0.05	0.21	0.04
	X4=L1	0.96	1.00	0.99	1.00	0.99	0.98	5.68	0.03	0.72	0.30	0.20	0.001
	SGH	0.99	1.00	1.0	0.99	0.99	0.99	0.369	0.151	0.549	0.296	0.112	0.014
1 - 3 (Type A)	X1=F1	1.22	0.86	0.95	0.75	0.68	0.43	1.03	0.65	0.06	0.02	0.14	0.01
	X2=T1	0.98	1.0	0.95	1.02	0.99	0.99	0.19	0.85	0.02	0.03	0.78	0.62
	X3=L1	2.26	0.65	0.96	0.75	0.68	0.42	1.23	0.81	0.16	0.04	0.07	0.001
	X4=P1	2.44	0.72	1.13	0.77	0.70	0.43	7.84	0.50	0.01	0.07	0.05	0.001
	SGH	2.61	0.50	0.98	0.82	0.75	0.45	22.28	0.14	0.02	0.05	0.064	0.001
1 - 4 (Type C)	X1=F1	0.99	1.12	1.00	1.00	0.99	1.00	0.82	0.83	0.44	2.40	0.45	0.30
	X2=T10	1.00	1.0	1.0	1.0	0.99	1.00	1.26	0.81	0.10	0.46	0.81	0.38
	X3=L1	1.0	0.99	1.0	1.0	0.99	1.00	0.02	0.11	0.57	2.78	0.57	0.39
	X4=P2	0.98	0.98	0.99	1.0	0.99	0.99	0.40	0.03	0.22	0.22	0.21	0.02
1 - 5 (Type D)	X1=F1	1.35	0.55	0.83	0.83	0.76	0.48	2.61	0.04	0.08	0.04	0.15	7.8×10^{-4}
	X2=L1	0.46	0.86	1.06	0.47	0.56	0.16	4.79	0.26	0.21	0.002	0.13	1.5×10^{-4}
	X3=T1	2.40	0.41	1.01	0.26	0.99	0.70	33.7	6.9×10^{-4}	0.22	0.01	0.19	0.01
	X4=P1	3.90	0.40	0.18	0.78	0.74	0.46	6.08	0.02	0.59	0.06	0.05	1.92×10^{-4}

*) Values show the reduced rate from the case of conventional controller.

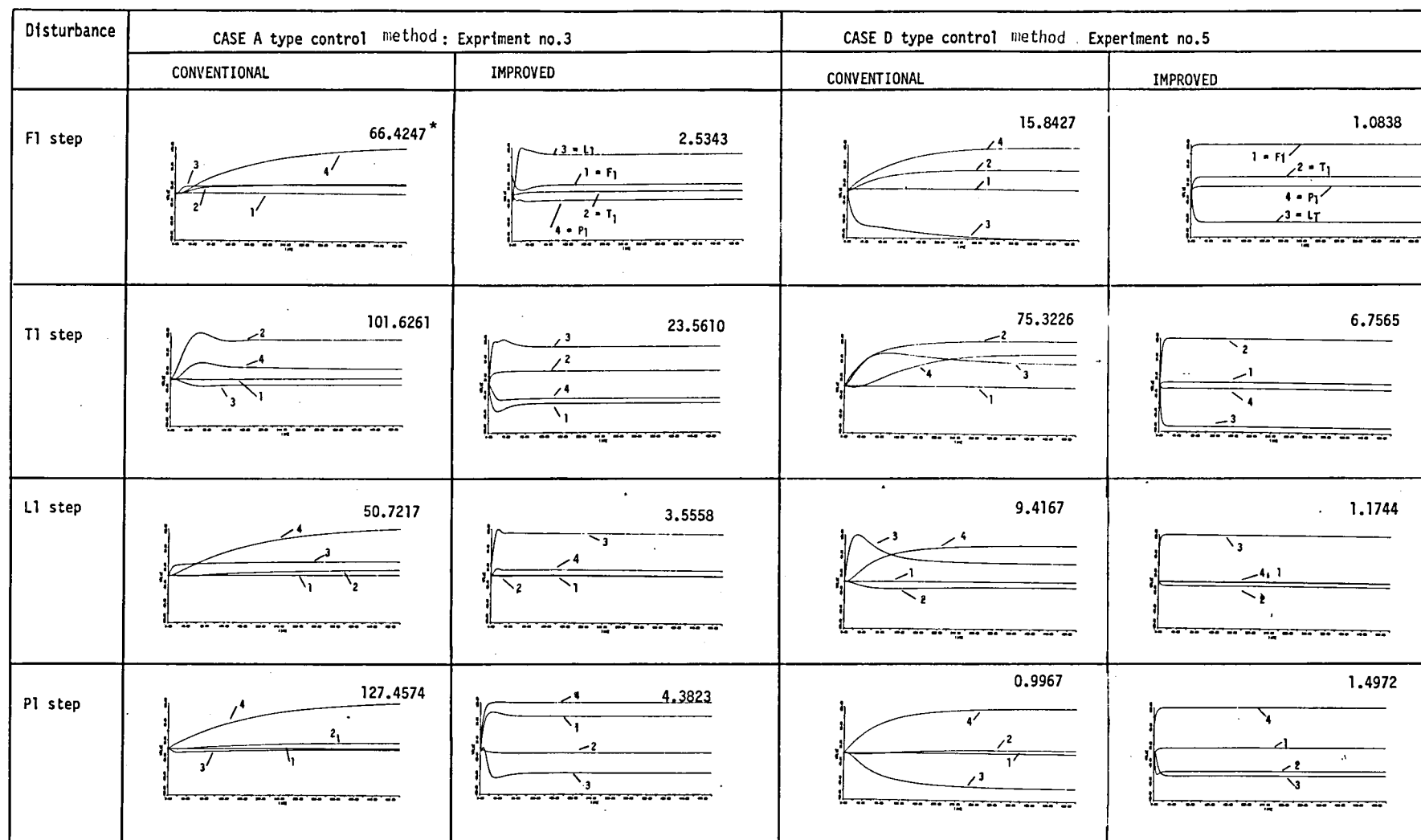
**) Improvement in each term (rate)

$$\text{Mean of } X = \frac{\bar{X}_i \text{ (case } \beta \text{)}}{\bar{X}_i \text{ (conventional)}}$$

$$\text{Peak value max of } X = \frac{\max(x_i(t) \text{ in case } \beta)}{\max(x_i(t) \text{ in conventional)}}$$

$$\text{Variance } \sigma^2 = \frac{\sum (\text{Variance of } x_i(t) \text{ in case } \beta)}{\sum (\text{Variance of } x_i(t) \text{ in conventional)}}$$

***) Input state variables



* normalized value

Fig. 6.2.7 Comparison between the characteristics of conventional control and that of improved one. (In responses of state variables for step disturbances)

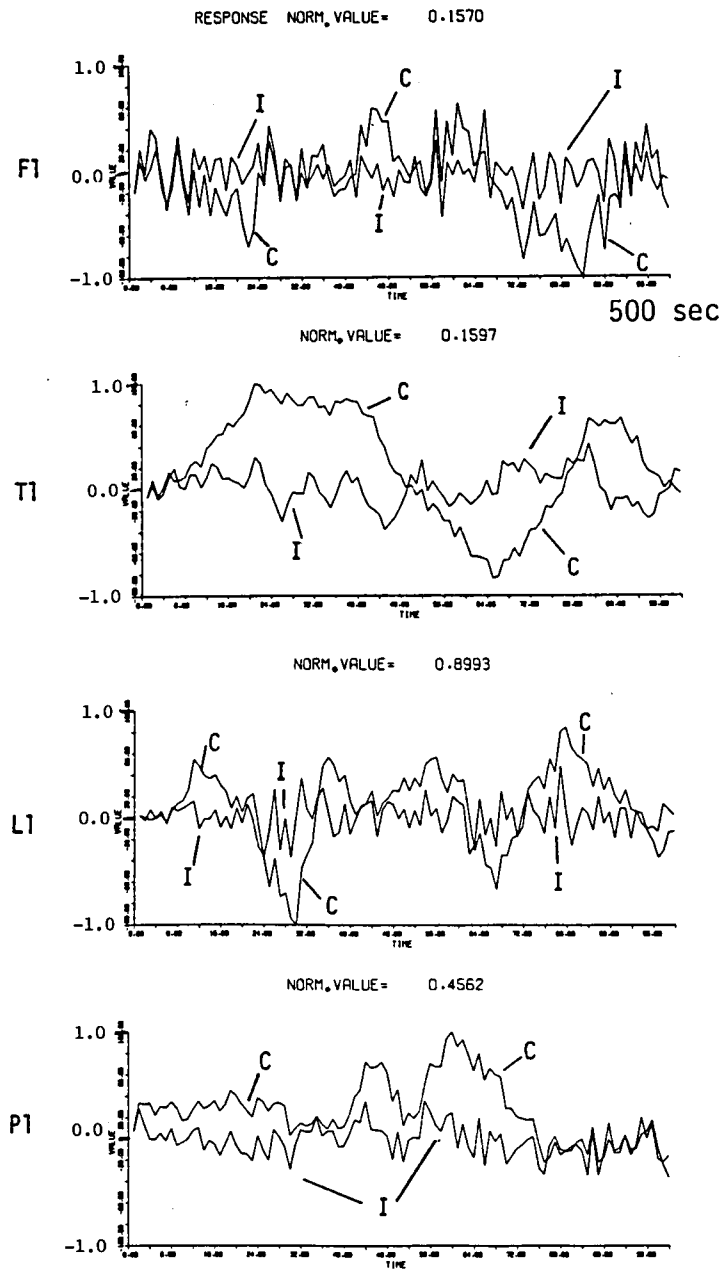


Fig. 6.2.8 Comparison between the characteristics of conventional control and that of improved one.
(In responses of state variables for white noise disturbances)

C: Conventional, I: Improved.

Table 6.2.7 Improvement in the control characteristics of 2nd level controller for white noise disturbances.

Type of 2-level Controller is A

Study Item State Variables	Case of 1st-level Controller Only Conventional one (A)			Case of 2nd-level controller Addition Improved one (B)			Reduced rate = $\frac{B}{A}$		
	mean of X	$\{X^2\}$	σ^2 of X	mean of X	$\{X^2\}$	σ^2 of X	mean of X	$\{X^2\}$	σ^2 of X
X1 = F1	-0.408×10^{-2}	0.687×10^{-1}	0.670×10^{-3}	-0.167×10^{-1}	0.357	0.329×10^{-2}	4.09	5.20	4.91
X2 = T1	0.370×10^{-1}	0.769	0.632×10^{-2}	0.325×10^{-2}	0.657×10^{-1}	0.664×10^{-3}	0.09	0.09	0.11
X3 = L1	0.989×10^{-1}	0.1195×10^2	0.110	0.106×10^{-1}	0.197×10^{-1}	0.196×10^{-1}	0.16	0.16	0.18
X4 = P1	0.1119	0.317×10^1	0.175×10^{-1}	-0.771×10^{-2}	0.449	0.443×10^{-2}	0.14	0.14	0.25

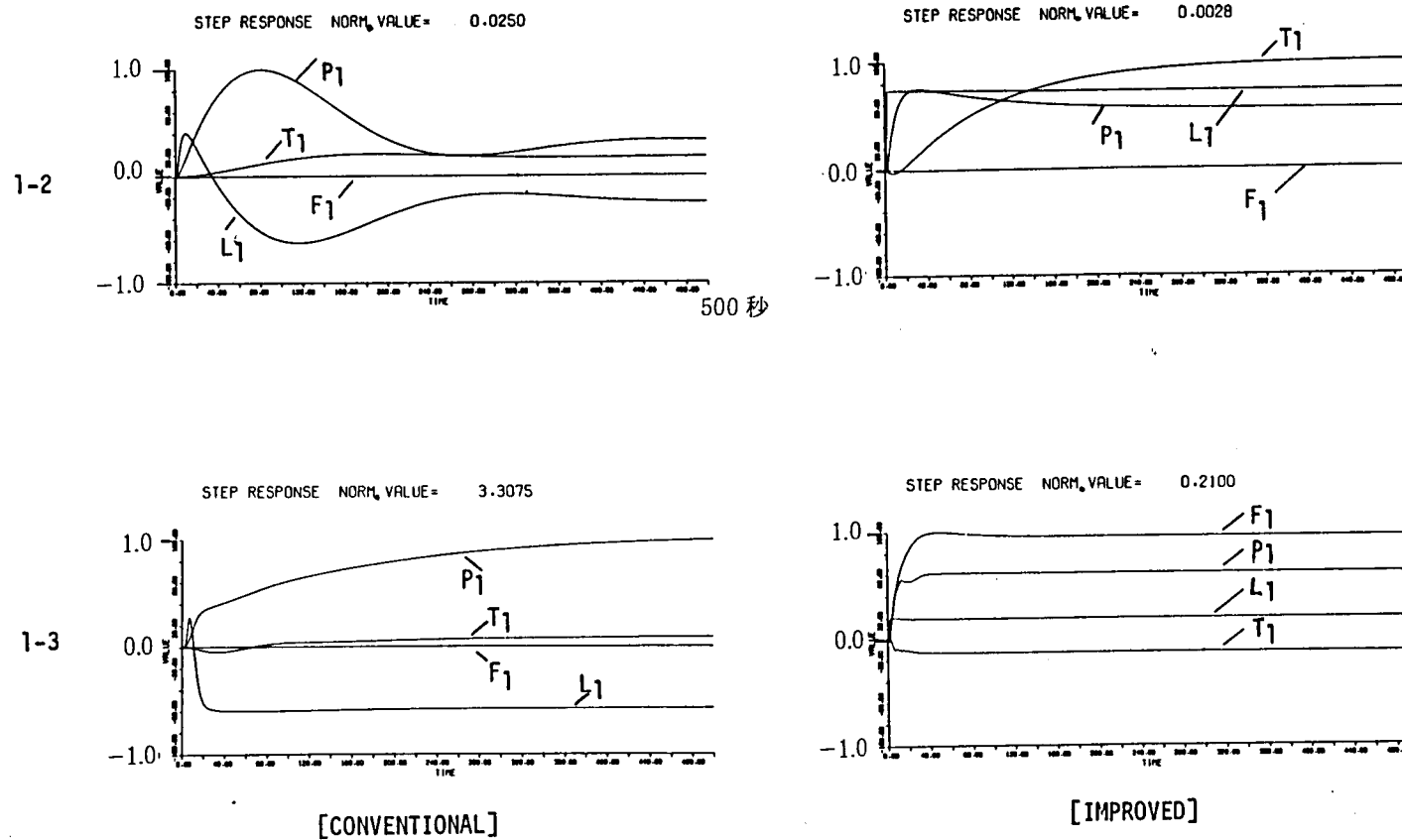


Fig. 6.2.9 Comparison between the characteristics of conventional control and that of improved one.
(In responses for SGH step disturbance)

Table 6.2.8 Improvement in the control characteristics of 2nd level controller for SGH step disturbance.

	State variables	Mean of x				Max. of peak value	Max. of variance
		X1	X2	X3	X4		
A Type (Exp.no.3)	X1=F1 X2=L1 X3=T1 X4=P1	24.78 * (10 ³)**	3.48 (10 ³)	0.02 (10 ⁴)	0.16 (10 ⁴)	0.24	0.07
		22.3 (10 ⁵)	0.145 (10 ⁶)	0.02 (10 ⁶)	0.05 (10 ⁵)	0.06	0.001
	X1=P2 X2=L1 X3=F2 X4=T10	0.044 (10 ⁴)	0.0412 (10 ³)	2.53 (10 ⁴)	0.018 (10 ⁴)	0.123	0.001
		0.0203 (10 ⁵)	0.001 (10 ⁵)	1.866 (10 ⁵)	0.013 (10 ⁵)	0.089	0.001
B Type (Exp.no.2)	X1=F1 X2=P1 X3=T1 X4=L1	0.199 (10 ³)	0.486 (10 ³)	0.838 (10 ³)	0.213 (10 ³)	0.315	0.0339
		0.369 (10 ⁵)	0.151 (10 ⁴)	0.55 (10 ⁴)	0.296 (10 ⁵)	0.112	0.0143
	X1=P2 X2=L1 X3=F2 X4=T10	0.149 (10 ⁵)	0.0399 (10 ⁵)	4.98 (10 ⁵)	0.284 (10 ⁵)	0.0845	0.001
		0.179 (10 ⁵)	0.0445 (10 ⁶)	4.83 (10 ⁶)	0.638 (10 ⁵)	0.0854	0.001

**;() value show the weight of state variables in performance index

*; data shows the value of reduced rate = $\frac{\text{Improved controller}}{\text{Conventional controller}}$

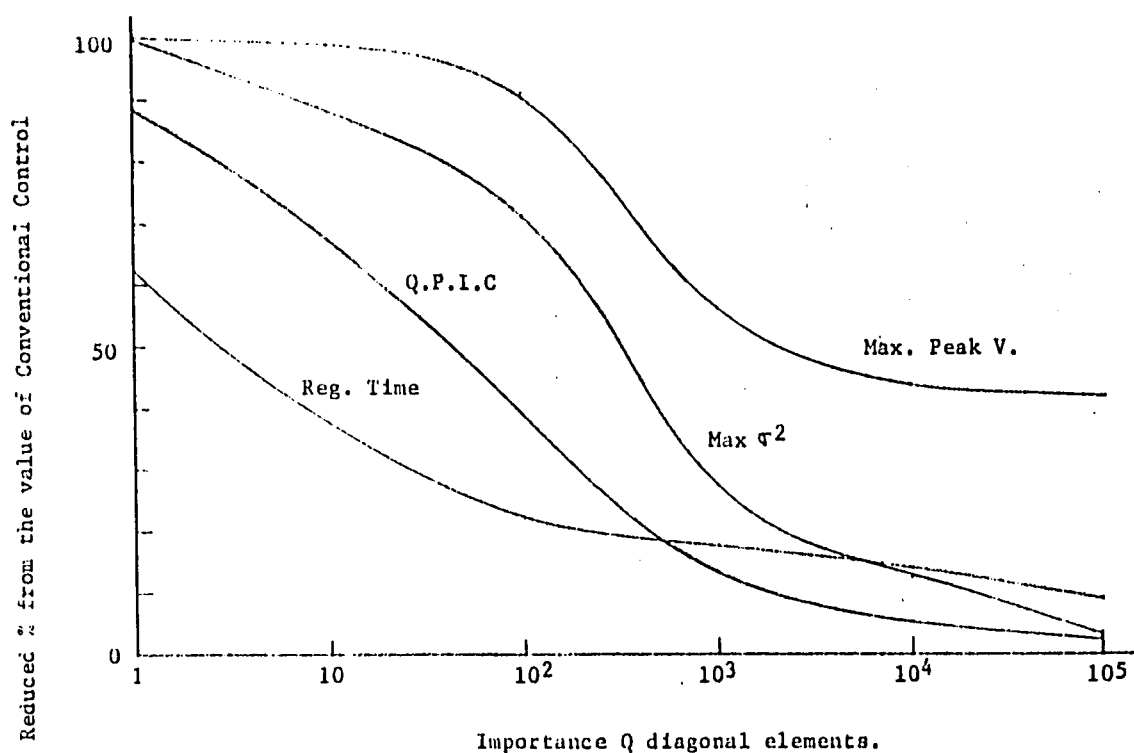


Fig. 6.2.10

Study on the change of importance Q
(A-type controller)

Table 6.2.9 Study on the effect of the change in Gain matrix.

Case \ Item		Max of Peak Value	Max σ^2 of X	Mean of X				Sum of X ²				
				X1	X2	X3	X4	X1	X2	X3	X4	
	Gain Matrix x 1.0	X1	0.214	0.078	0.910	0.222	6.34	0.809	0.898	0.049	29.1	0.309
		X2	0.372	0.050	4.236	0.431	0.916	0.138	13.82	0.216	0.848	0.0185
		X3	0.228	0.0554	2.590	0.245	2.12	0.121	7.12	0.0556	4.53	0.012
		X4	0.346	0.0129	5.874	0.0789	0.508	0.515	19.6	0.0072	0.239	0.026
	Gain Matrix x 1.3	X1	0.211	0.0354	0.942	0.147	6.84	0.688	0.882	0.0227	34.2	0.222
		X2	0.317	0.035	4.417	0.437	0.836	0.094	15.4	0.177	0.791	0.008
		X3	0.203	0.0354	2.991	0.164	2.28	0.119	9.49	0.0256	5.27	0.012
		X4	0.274	0.0103	6.557	0.0053	0.697	0.406	23.96	0.0012	0.456	0.162
	Gain Matrix x 1.6	X1	0.227	0.0623	0.936	0.0897	7.219	0.578	0.874	0.008	39.3	0.159
		X2	0.254	0.0332	4.611	0.401	0.849	0.062	16.83	0.149	0.732	0.003
		X3	0.217	0.0043	3.304	0.100	2.39	0.105	11.56	0.0099	5.84	0.009
		X4	0.226	0.0163	6.96	0.0492	0.821	0.334	27.92	0.0026	0.639	0.109
	Gain Matrix x 2.0	X1	0.243	0.0735	0.952	0.0315	7.59	0.469	0.866	0.001	42.3	0.106
		X2	0.234	0.0306	4.813	0.362	0.0205	0.039	18.30	0.121	0.657	0.001
		X3	0.231	0.0497	3.636	0.036	2.506	0.082	13.97	0.0013	6.44	0.0058
		X4	0.182	0.0230	7.377	0.102	0.929	0.269	32.67	0.0090	0.827	0.071
	Gain Matrix x 4.0	X1	Unstable									
		X2										
		X3										
		X4										

↑ Step disturbance state variables

Improvement in each term (rate)

$$\text{Mean of } X = \frac{\bar{X}_i \text{ (case } \beta \text{)}}{\bar{X}_i \text{ (conventional)}}$$

$$\text{Max of Peak value} = \frac{\text{Max of Peak value of } x_i(t) \text{ in case } \beta}{\text{Max of Peak value of } x_i(t) \text{ in conventional}}$$

$$\text{Max } \sigma^2 \text{ of } x = \frac{\text{Max value of variance of } x_i(t) \text{ in case } \beta}{\text{Max value of variance of } x_i(t) \text{ in conventional}}$$

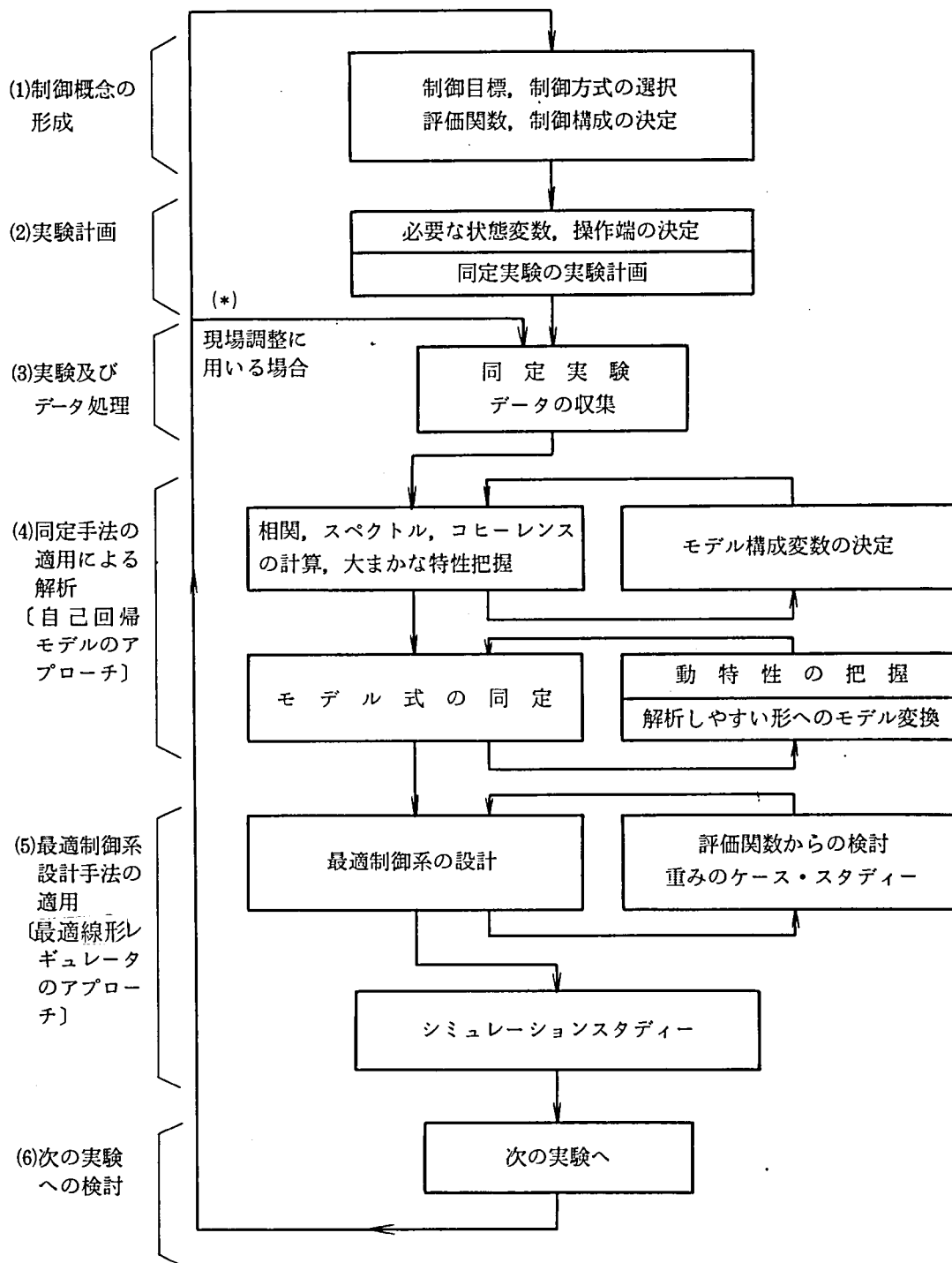


Fig. 6.2.11 Design Procedure of Control Method Case β by experimental approach.

7. 結 言

この論文は、直接サイクル沸騰水型原子炉プラントの定常制御性、負荷追従制御性を改善する為に、最適制御理論を応用した新しい制御方式を考案し、その適用性について検討を加えて、実際への適用段階に至るまで議論を発展させたものである。考案した制御方式は、直接サイクル沸騰水型原子炉プラントの制御問題に限らず、他の炉型プラントや、更に、一般の多変数プラントに適用性をもっており、最適制御理論を実プラントに適用するにあたって生じる種々の問題点を解決した上で、制御性を改善するものと思われる。

沸騰水型原子炉プラントの安全性を高める為の定常制御性の改善、経済性を高める為の負荷追従性の改善を目的とした開発課題は、前者においてはプラント構成機器の信頼性を高める方法、設備の経常診断の方法、運転員の誤操作を防止する方法、異常状態の監視と診断及びその処置の方法等があり、後者においては、プラント構成の改良による方法、核燃料燃焼の改良による方法、炉心出力分布制御の改良による方法、原子炉プラントの電力システムにおける運用の方法、等があるが、本論文では原子炉プラントの一次系全体の運転を自動制御の観点から改良する事を目的とした範囲のものである。

また、最適制御理論の体系も3章に示しているように多くの理論、方法があるが、ここで論じた制御方式はその実現性の観点に主眼を置いて線形二次形式の評価関数をもつ最適線形レギュレータ理論を出発点とした範囲のものであるが、同時に、いわゆる“最適制御理論と実際のギャップの問題”をより一般的に解決する事をも課題としたものである為に、その設計法から現場調整に至るまでの過程を特に詳しく検討する事を目的としてきた。

以上の目的に沿って提起した原子炉プラント制御課題と制御理論応用上の課題を解決する為に制御理論上の問題点とその解決策を4章で論じ、具体的な制御方式〔制御方式ケース α 〕と〔制御方式ケース β 〕を考案した。〔制御方式ケース α 〕はより理論に忠実で、基本的な考え方を最低限に実現する形のものであり、〔制御方式ケース β 〕はより実用性を主目的として〔制御方式ケース α 〕の考え方を発展させたものである。なお、緒言に述べたように、本研究の前提条件を整える為に、過去の時点で付録に概要の一部を示した予備的な解析を行った他、原子炉と同様の特性を持つように作られたプラントOWL-0で計算機制御化を行ない、動力炉規模の複雑な特性を持つ多変数プラントにおいて計算機制御形式が技術的に可能である事を実証しており、ここで提案する制御方式を計算機制御形式で実現するにあたって技術的に問題はないと考える。

次に、ここで提案する制御方式の適用性と有効性を検証する目的で、5章においては直接サイクルBWR出力変更制御の基本的な改良問題をシミュレーション実験で、6章においては応用的な改良問題を実プラントである沸騰水ループに於ける実験と得られたデータに基づくシミュレーション実験によって検討を行った。この結果、〔制御方式ケース α 、ケース β 〕共に有効であり、ケース α の基本構造を持つケース β が実際上の適用性の高い事が結論された。事実、この研究を公表して後、3年後の1978年九州電力豊前火力発電プラントにおいてプラントの制御性の改良を目的として、ここに論じた〔制御方式ケース β 〕と全く同様の制御方式の適用試験が行われ、

有効性が実証され、現在実用化されている。この事から考えても近い将来、原子力発電プラントに於いても必然的に採用されてゆくものと考えらる。

5章、6章ではそれぞれの制御性の改善についての検討を加えた他、設計法の検討、制御方式構成上の検討、安定性など潜在的な信頼性についての検討を加えた。

以下に、ここで提案した制御方式の適用性についての特徴および得られた検討結果について要旨を列記する。

(I) 得られた制御方式は

1) 従来の1入力1出力の部分的なP.I補償を基本とするフィードバック制御方式及び多変数制御方式相互の補償性を生かしたものである。すなわち、線形二次形式最適線形レギュレータ制御系と部分的な積分器を持つフィードバックループあるいはP.I補償型フィードバック制御系から成り、これを非線形な特性を持つ対象に適用して合理的で、かつ精度良い制御性を得ることができた。(5章2節、6章2節)

2) 強制再循環直接サイクル沸騰水型原子炉プラントにおいて、大巾な出力変更制御の改良を可能とするものであり、種々の制限条件の範囲内で従来のものに比して良い制御性で短時間の出力変更を達成することができる。また、もっとも厳しい制限条件と考えられる原子炉圧力の変動も充分小さい範囲内に抑える事が可能であると考えられる。(5章2節)

3) LQR理論の適用にあたっては、未解決の実際的な問題点を解決すると同時に、多変数系に対して従来のいわゆる古典制御理論による設計に比して容易な設計法と云えよう。(4章3節、6章3節)

(II) 得られた制御方式の適用性の検討を行った結果、

1) 対象の非線形特性に対する補償効果をもち、LQRが線形モデルに対して示す制御性からの悪化度は少なく、場合によっては改善される場合も生じた。(5章2節)

2) 制御パラメータの突発的变化に対する系の安定性は高く、〔制御方式ケース α 〕ではフィードバックゲイン行列の各要素単独変化については大きな安定巾を持っている上に、一律の変化に対しても、もとのゲイン行列の0.5倍から2.25倍までの変化に対して安定性をもち〔制御方式ケース β 〕においても同様の安定性をもっている事を確認した。(5章2節、6章2節)

3) フィードバック経路の断線に伴う安定性について〔制御方式ケース α 〕においては遅発中性子発生割合からの信号経路の断線の場合に不安定となる事に注意を要する。但し、この種の問題には〔制御方式ケース β 〕は階層、或いは重複化する事で解決できる事を示している。(5章2節、6章2節)

4) 〔制御方式ケース β 〕の設計にあたって必要となる実験と同定法の適用についても改善を進め、実験結果のデータ処理からシミュレーション実験までに必要な計算のプログラムをコードパッケージ化している上に、実験においてM系列信号を用いる事や従来の制御系を機能させた状態で行う改善は、実験上の安全性の観点から優れたものと考えられる。(6章2節、3節)

5) 〔制御方式ケース α 〕をそのままの形で用いる場合には、更に制御構造の検討を進め、制御性の巾な悪化を招かずにより簡略化した構造のものへ発展させる事の可能性が明らかとなった。(5章2節)

Ⅳ) 得られた制御方式の設計法, 及び設計手順についての検討を行った結果

1) 〔制御方式ケース α 〕の設計にはシミュレーション実験が必要で, その際に試行錯誤法を用いるが, この試行錯誤の手順は数理計画法を用いて制御パラメータを探索するような複雑なものでなく, 積分要素を投入するフィードバック経路として適したものを選定するシステム選定の試行錯誤であって, 実際上の設計は比較的容易である。(5章2, 3節)

2) この設計法は更に非線形最適化コードによる設計と比較検討をしたが, 制御性及び設計法の容易性, 最適解の一意性の上で優れていた。(5章3節)

3) 〔制御方式ケース β 〕の設計は, 同定実験から行ってゆく複雑なものであるだけに, その手順の簡略化を目的とした検討を加えたが, 最終的に得られた設計手順はきわめて簡潔なものとなり, 従来のものに比しても容易さの点で優れている。(6章3節)

4) なお, それぞれの制御方式の設計にあたって用いる計算, 解析, 設計のコードは表 7.1.1 に示すように1つの計算コードシステムとしてまとめた。

Table 7.1.1 Programming Code of Design and Analysis in this study.

Purpose		Program name	Outline
Design and Analysis of the Control Method "a"		LINSTAC	Calculation of JACOBIAN MATRIX A, B.
		GAIN	Calculation of optimal gain matrix
		PCONT	Optimal Control Simulation.
Design and Analysis of the control method "b"	Time series Analysis and Identification	MCARP	Experiment data logging.
		MULCOR	Correlation Analysis.
		MULSPE	Calculation of Spectrum and Co-herency.
		MFPEC	Decision of Model.
	Simulation	DECOL	Impulse and Step Response.
		TRJCTR	Simulation of Experiment.
Design	OPTDES	Optimal Control Design	
	OPTSIM	Optimal Control Simulation	
Design and Analysis by the application of non-linear programming.		ALPACM	Hybrid Simulation and Serch Program..
		DCONT	Direct Digital Control Simulation.
		PAT	Pattern serch program.
		SIM	Simplex program.
		STE	Steepest Descent program.
		ACC	Accelerated Gradient program.
		PRT	Paralell Tangents program.
		VAR	Variable Metric program.
		CON	Conjugate Direction program.
		GRD	Gradient search program

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、京都大学若林二郎教授に全般の構成、内容の検討、記述の方法、全体にわたって懇切な御指導と御鞭撻を賜わり深く感謝いたします。また、本研究の遂行にあたり絶えず激励と種々の御配慮をいただいた日本原子力研究所（以下、原研と云う）の原 昌雄氏に心から感謝いたします。

本研究の基盤となった沸騰水型原子炉プラント一次系の動特性解析、制御用デジタル計算機及び計算機システムに関する知見は、日本材料試験炉（J.M.T.R）に於けるOWL-0 計算機制御化プロジェクトで動特性解析、制御系設計を担当した際に得たところが大きい。また、本研究中、6章に係る実験はこの計算機制御化したOWL-0の実験利用を好意的に許可して下さったが故に可能となった。OWL-0 計算機制御化は原研の野村末雄氏総括のもとに材料試験炉部照射2課と原子炉工学部原子炉制御研究室との協力でなされたものであり、多くの人々が従事した。前述した意味から、当時の材料試験炉部長平山省一氏をはじめとしてこれらの人々に感謝の念を表わしたい。本稿で予備解析として収録している動特性解析と制御系設計にあたっては、照射2課青山功氏、野村靖氏（現在原子炉安全解析センター出向）の御協力を得ると共に、製作者の石川島播磨重工業㈱の田村健一氏に各種情報を提供していただいたものである。

沸騰水型原子炉プラントのモデル化と予備解析及び最適制御理論の基礎については、原研、原子炉制御研究室篠原慶邦氏の指導をうけた。〔制御方式ケース α 〕の着想は、最適線形レギュレータ理論の適用にあたっての制御偏差解消の為に試行錯誤の中に生れたものであり、原研、安全解析部佐藤一男氏からは最適線形レギュレータ理論の適用について有効な助言をいただいた。以上の方々に深く感謝いたします。

〔制御方式ケース β 〕はケース α の発展と、前記したOWL-0の計算機制御化に際して得た経験が基盤となって着想したものであり、計算機制御化に際して行った度重なる実験と、ケース β の検証にあたっての同定実験を行うに際し多大の御協力と御配慮をいただいた当時、原研照射2課の桜井裕氏を初めとして坪 長氏、池島義昭氏、米川 出氏、鍋谷栄昭氏、斉藤春雄氏に、また、プラントの実験データ記録装置関係及び計算機システムプログラム操作に関し、多大の御協力をいただきました原研原子炉制御研究室藤井義雄氏に深く感謝いたします。

また、原研原子炉制御研究室尾熊律雄氏、臼井甫積氏、渡辺光一氏には、ARモデル同定計算コード、ハイブリッド計算機、シミュレーション及びデータ処理コードの使用に際し多大の御助力をいただき厚く感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) W. Aleite et al.; "Load follow and power distribution control strategy and demonsttrion of KWU power plants" IAEA specialist meeting on N.P.P.C (1977) France.
- 2) Y. Shinohara and J. Valet; "Optimization of Xenon Poisoning by Minimization of the Xenon Peak" COMP. Rend. 259 (1964)
Y. Shinohara and J. Valet; "Further Comment on the Optimal Shutdown Control" Nucl. Sci. Eng. 28(1) 155 (1967)
- 3) 三井田, 他; "動力炉の計算機制御" 日本原子力学会誌 vol 4, No 10 (1962)
篠原; "電子計算機制御" 原子力工業 第11巻6号(1965)
ENEA/OECD; "Application of on-line computers to nuclear reactors" (1969) Jervis, M,W; "On-line computers in power station" proc IEE, IEE Reviews Vol 119 No.8 (1972)
京都大学原子炉実験所; "原子炉の計算機制御短期研究会報告書"
KURRI-TR-75 (1970), KURRI-TR-109 (1972).
星野 力, 大西正視他; "原子炉プラントの計算機制御" 東京電機大学出版局 (1975)
- 4) J. J. Bjorlo et al; "Digital Control of the Halden Boiling Water Reactor by a Concept Based on Modern Control Theory "NSE39 (1970)
J. Jossefsson et al; "Comparison between Modern and Classical Approaches to the control of Nuclear Power and Vessell Pressure of the HBWR" HPR-113 (1971), HPR-131 (1971)
- 5) C. Karpeta; "Simulation Studies of the Optimal Direct Digital Control of the A-1 Reactor" IAEA-SM-8-7 (1973)
- 6) 萬金, 他; "JMTR OWL-0 計算機制御化の為の動特性及び制御特性の解析"
PART 1; "モデルの組立てと各部固有動特性" 所内資料 (1970)
PART 2; "各部制御特性解析" 所内資料 (1972)
- 7) 萬金; "OWL-0 計算機制御化に際しての動特性解析と実験" JAERI-M 5336 (1973)
- 8) 萬金, 他; "原子炉負荷造従制御の問題点とシンセシス法について" 所内資料 (1973)
- 9) S. Mankin, Y. Shinohara; "Application of Linear Optimal Regulator Technique to Control of a Nuclear Reactor Plant" J.Nucl. Sci. Tech. Vol 12, No12 724 (1975).
- 10) 萬金, 他; "OWL-0 制御系改良の為の実験" 所内資料 (1975)
- 11) 萬金, 他; "沸騰水ループ制御系改良の試みから現実的な階層構成制御方式の提案"
日本原子力学会誌 18号6巻 (1976)
- 12) 北見, 他; "超臨昇圧火力発電ユニットの蒸気温度計算機制御方式に関する研究"
電力中研総合報告No 36 (1979)

- T. Kitami et al; "Automatic Control of Thermal Power Plants"
TECHNOCRAT Vol 11-No.12 Dec. 1978
- 13) GEI-77799; "Automatic Control System"
APED 3974; "Control and Transient Analysis of JPDR"
日本原子力研究所動力試験炉部; "JPDR 初回臨昇および出力試験" (1965)
 - 14) T. Kondo, H. Nakajima; "Metalographic investigation on the cladding failure in the pressure vessel of a BWR " Nucl. Eng. and Design 16 (1971)
 - 15) G. R. Banbridge., "Electrical Review 13 JN. (1969)
佐藤孝平; "原子炉プラントの制御方式" 日本原子力学会誌 vol 9, No 6 (1967)
 - 16) V. I. Griskov,; "Investigation of an automatic control system of an atomic energy plant with B.W.R " Atomnaya Energiya Vol 25 No.6 (1970)
 - 17) 服部禎男, 青木英人; "抽気制御によるBWRの出力制御法とその応答解析"
日本原子力学会誌 vol 11, No 9 (1969)
 - 18) 日笠工他; "島根原子力発電所1号機用アナログ制御装置の特性" 日立評論 vol 57, No3 (1975)
 - 19) 柏原克人; "原子力タービンの制御系統の特長" 日立評論 vol 53, No 6 (1971)
 - 20) 吉島重和; "BWR 原子力発電所の制御特性" 東芝レビュー 24 巻 1 号 (1969)
 - 21) P. Carbon and W. Stephan; "Operating and load following performance of a B.W.R Power Plant "IAEA-SM-139/11 (1971)
 - 22) 江幡健夫; "原子力発電プラントの出力制御" 原子力工業 第14巻 12号
 - 23) "Nuclear Power Plant Control Problems Associated with Load following and Network Transients" IAEA/NPPCI. Specialist Meeting at C.E.N (1977)
 - 24) "Power Control capability of the ASEA ATOM BWR 75" at 23)
P. V. Gemst; "GRID Frequency control capability of a modern BWR"
IAEA speiralist meeting at 23)
 - 25) Y. Takahashi, S. Takamatsu & K. Monta.; "Computer Control of Research Reactor TTR-1" Toshiba Review Report (1966)
 - 26) 太組健児; "HTRのデジタル制御" 日本原子力学会, 原子力発電所制御専門委員会資料 No 122 (1965)
 - 27) 藤沢他; "原子炉起動の計算機制御" JAERI-1152 (1968)
 - 28) 萬金他; "JMTRのデータ処理装置の概要" 所内資料 (1967)
 - 29) 萬金他; "JMTR データ処理装置定常ロギングプログラム及びプログラムコード" 所内資料 (1968)
 - 30) 萬金他; "原子炉プラントに於ける計算機制御システムの多重時分割処理シミュレーションコード" 所内資料 (1969)
 - 31) 天野, 他; "JAERI's Conceptual Design of the Japan Experimental Fast Reactor PART2" JAERI-1177B (1970) 7-1, 7-2.

- 32) O. J. Aanstad et al; "Automatic load dispatch control of nuclear power plants requirements and implimentation" IAEA Specialist meeting at 23)
- 33) John G. Truxal, Editor; "Control Engineer's Handbook" McGRAW-HILL Co. Chestnut, H. & Mayer. R; "Servomechanisms and Regulating System Design , "John Wiley & Sons (1959)
伊沢計介; " 自動制御入門" (改訂増版). オーム社 (1959)
高橋安人; " 自動制御理論" 岩波 (改訂版) (1959)
須田信英; " 原子炉の動特性と制御" 同文書院 (1969)
- 34) Richard C, DOEF,; "Time-Domain Analysis and Design of Control Systems" ADDISON-WESLEY PUBLICATION Co. (1964)
- 35) L. S. Pontryagin et al,; "Mathematical theory of Optimal Process" John Wiley (1962).
R. Bellman.; "Dynamic Programming "Prinston Univ. Press. New Jercey (1957).
- 36) Liapunov. A.M.; "On the General Problem of Stability of Motion" Ph. Dr. Thesis, Kharkov (1892)
Liapunov. A. M.; "Problem General de la Stabilite du Movement." Princeton (1947).
- 37) Athans. M. Falb. P. L.; "Optimal Control" McGrow-Hill New York (1966)
- 38) A. E. Bryson; "Applied Optimal Control" Blaisdell (1969).
A. P. Sage; "Optimal system Control" Prentice-Hall (1968)
- 39) K. Monta; "Time Optimal Digital Computer Control of Nuclear Reactor" J. Nucl. Sci. Tech. 3(6), (10), 4(2). (1966) (1967).
- 40) A. G. J. Macfarlane; "A survey of some recent results in Linear Multivariable Feedback Theory "Automatica Vol 8 (1972)
高橋安人, 他; " 制御理論特集号" 計測自動制御学会, 計測と制御 vol 14, No 1 (1975)
- 41) B.D.O Anderson et al; "Linear Optimal Control" Prentice-Hall (1972)
- 42) H.W.Kuhn, A.W. Tucker; "Nonlinear Programming, "Proceedings of Second Berkeley Symp. Math. Statistics. Problem. (1951)
- 43) V.J. Darcy et al,; "An application of an Analog Computer to Solve the T.P.B.V problem" IEEE Trans on A.C.Vol 12 No.1 (1967).
- 44) L.E. Weaver; "Reactor Dynamic and Control" Elesvier (1968)
- 45) L.C.W. Dixon; "Nonlinear Optimization" The English Univ. Press Limited, London (1972).
- 46) D.G. Luenberger; "An Introduction to Observers" IEEE Trans. on A.C. Vol AC-16 No.6 (1971)

- 47) R.E. Kalman and R.S. Bucy.; "New Results in linear Filtering and Prediction Theory," Trans ASME. Series Basic Eng. Vol 83. (1961)
- 48) R.K. Mehra; "On the Identification of Varicnce and Adaptive Kalman Filtering", IEEE Trans. on AC AC-15 No.2 (1970). Sage, A.P and Melsa, J.L; "System Identification" Accademic press (1971)
- 49) M. Athans,; "The Role and Use of the Stochastic L.Q.G Problem in Control System Design." IEEE Trans on A.C. AC-16 No.6 (1971)
- 50) Y. Shinohara et al; "Estimation of Time-Varing Reactivity Using a Method of Nonlinear Filtering Technique to N.R" Nucl. Sci & Eng. Vol 52 (1973)
- 51) R.R. Mohler and Shen; "Optimal Control of Nuclear Reactors" New York Academic Press (1970)
- 52) Sato; "A load follow control system for a nuclear reactor plant" JAERI-M4914 (1972).
- 53) S.I. CHang; "A Systematic procedure for reactor control system design" N. Tech Vol.13 (1972). "Hybrid simulation of optimal digital control based on modern control theory approach" AE-RR-71-79 (1971).
- 54) R.L. Moore et al,; "Model Identification for Adaptive Control of Nuclear Power Plants, "Automatica Vol.9 (1973)
- 55) G.T. Bereznai et al; "Adaptive Nuclear Reactor Control Based on Optimal low-order linear Models" IEEE Trans on N.S Vol NS20 (1973)
- 56) Miida, J and Suda, N; "Dynamic Analysis of Natural Circulation Boiling Water Reactor" JAERI-1061 (1964)
Miida. J and Suda. N; "Derivation of Transfer Function of Natural Circulation Boiling Water Reactor" JAERI-1044 (1963)
- 57) 望月恵一; " JPDR 炉心動特性モデルの組立てと炉心動特性試験の解析" JAERI - 1076 (1965)
- 58) 横林正雄, 他; " JPDYN-IV ; JPDR - II の動特性解析コード" JAERI-M 8010
青木, 他; " BWR のプラントの動特性" 東芝レビュー 22 巻 7 号 (1967)
- 59) 石川迪夫, 他; " 軽水動力炉の動特性解析" JAERI 1201 (1971)
- 60) 石川迪夫, 他; " 軽水動力炉の動特性コード EUREKA " JAERI memo 3592 (公開) (1969)
- 61) Joseph Atary, M.M Shah; "Modeling and Analitical Control System Design of a complete nuclear power plant prototype" Proceedings of BNES Conf.(1973)
- 62) Chen,C,F et al; Preprints of the 1968 joint Automatic Control Conf. (1968) Int. J. Control 11. 717 (1970)
- 63) E,J. Davison; "A Methord for Simplifying Linear Dynamic System"

- IEEE TRANS ON AC. Vol AC-11 No.1 (1966)
- 64) N.K. Shinha,; "A New methord for reduction of dynamic systems"
INT.J, Control Vol 14, No.1 (1971)
- 65) R.G. Wilson,; "For discreate-time dynamic systems"
INT,J. CONT Vol 16, No.3 (1972)
- 66) J.E. Akin,; "A Note on control system model simplification".
INT,J. CONT Vol 14, No.5 (1971)
- 67) N.K. Sinha,; "Optimum approximation of high-order systems by low
order models" INT. J. CONT Vol.14 No.5 (1971)
- 68) S. Renganathan; "A Techuique for reducing the order of a linear
systems" INT.J. CONT Vol.16 No.3 (1972)
- 69) K.J. Astrom and K. Eklund; "A Simplified non-linear model of a drum
boiler-turbine unit" INT.J. CONT Vol.16 No.1 (1972)
- 70) 赤池弘次; " ダイナミックシステムの統計的解析と制御" サイエンス社 (1972)
- 71) 高橋安人; " システムと制御" 岩波書店 (1968)
- 72) H.H. Rosenbrock et al; "Good, Bad or Optimal"
IEEE Trans on AC Vol AC-16, No.6 (1971)
- 73) J.D. Cummins, et al; "Application of modern control theory in
Nuclear Power Plant" IAEA-SM 168/B-8 (1973)
- 74) 33)及び藤井光昭; " 時系列解析" コロナ社 (1974)
- 75) Z.V. Rekasins,; "Optimal linear Regulators with Incomplete state
feedback" IEEE Trans on A.C. June (1967)
- 76) 萬金, 他; " 非線形最適化コード ALPAC の整備と原子炉プラント制御設計への適用"
所内資料 (1975)
- 77) 野村未雄, 原昌雄, 他; " OWL-O の計算機制御開発"
JAERI-M 5884 (1974)

本文記号表

1～3章

A	状態方程式 状態変数係数マトリックス
B	“ 制御変数係数マトリックス
C	“ 出力変数係数マトリックス
D	“ 出力制御変数係数マトリックス
f	システム関数
H	Pontryagin のH関数
H	離散値系状態方程式, 出力変数マトリックス
h	最適制御評価関数における終端条件関数
J	評価関数
K	LQR フィードバックゲイン行列
L	Pontryagin の一般最適制御理論評価指数内の状態関数
Q	LQR 評価関数における状態ベクトルの重み係数
R	“ 制御ベクトルの重み係数
Q_n	線形システム可制御可観測必要十分条件ベクトル
R_n	線形システム可制御可観測必要十分条件ベクトル
S	LQR 評価関数における終端点の重み係数
S	Pontryagin の一般最適制御理論, 評価指数内の端点条件関数
T	Anderson による拡張LQRの評価関数における制御ベクトルの微分値にかかる重み係数
u	線形体系における制御ベクトル
U	状態方程式制御変数ベクトル
U_K	離散系状態方程式制御変数ベクトル
V	リアプノフ関数
W_K	離散系状態方程式定数ベクトル
X	状態方程式状態ベクトル
X_0	初期状態ベクトル
X_K	離散値系状態方程式状態ベクトル
x	線形体系における状態ベクトル
x_0	“ 初期状態ベクトル
y	“ 出力ベクトル
Z_K	離散値系状態方程式時間Kにおける出力ベクトル
Γ	離散値系状態方程式における制御マトリックス
λ	ラグランジの乗数
ϕ	離散値系状態方程式における遷移マトリックス

A.C.S	Automatic Control System JPDRにおける原子炉圧力自動制御系
BWR	Boiling Water Reactor 沸騰水型原子炉
B.P.R	Bypass Pressure Regulator タービンバイパス弁による主蒸気圧力制御系
I.P.R	Initial Pressure Regulator タービン初期段圧力制御系
JMTR	Japan Material Testing Reactor 日本材料試験炉
JPDR	Japan Power Demonstration Reactor 日本動力試験炉
LQR	Linear Quadratic Regulator 線形二次形式評価関数をもつ最適レギュレータ
OWL-0	Oarai Water Loop-no.0 大洗水ループNo.0号
P.I	Performance Index 評価指数
PWR	Pressure Water Reactor 加圧水型原子炉

4 章

A	過去の m 次点のデータから線形予測を行った自己回帰型モデルの係数マトリックス
A_{ij}	A の (i, j) 要素
A_{Mij}	$m=M$ の場合の A の (i, j) 要素
$\{a_{ij}(m)\}$	インパルス応答関数
E	期待値
$G(s)$	伝達関数
$\mathbf{G}(s)$	伝達関数ベクトル
$G_{CL}(s)$	閉ループ伝達関数
$\{h_{ij}(m)\}$	ステップ応答関数
H	観測データと自己回帰型モデル状態変数との関係式の係数マトリックス
k	多次元時系列データの次元数, 自己回帰型モデルの変数の数
K	LQR のフィードバックゲイン行列
ℓ	過去の観測データの任意の時点を表わす変数
\bar{L}	自己回帰モデルとして可能性のある最高の時間次数
\underline{L}	最低
m_x, m_y	n 個の時系列 x, y の平均値
M	自己回帰モデルを構成する場合に過去の観測データの時点数 m の中で赤池法を用いた場合の最適時間次数
$ dM $	モデルの時間次数 M のときの残差系列の共分散マトリックス
N	観測データの長さ
P_{xy}	x と y のクロススペクトル密度関数
q_{xx}	パワースペクトル密度関数
R_{xx}	$x(s)$ の自己共分散関数
R_{yx}	$x(s)$ と $y(s)$ の相互共分散関数
r	自己回帰モデル状態変数の内, 被制御変数の数
s	ラプラス変換演算子

s	サンプル間隔とサンプル回数の積
$\{ \quad \}^T$	行列の転置を示す
$U(s)$	過去の時点での線形結合で表わされる部分を引き去ったときの残差の系列
v	自己回帰型モデル状態変数の内、操作変数の数
$x(s), y(s)$	時刻 s における不規則な変動を示す時系列
δx	状態変数変化分ベクトル
$Z(s)$	自己回帰型モデルで表現する状態変数
$z(s)$	システムからの出力変数時系列
r^2	コーヒーレンシ関数
δ	デルタ関数
ε	各要素の観測データから自己回帰型モデルによって表わされる線型結合部分を引き去ったときの偏差
σ_{ij}	$\varepsilon_i, \varepsilon_j$ の共分散
Γ	自己回帰型モデルを (4-55) 式で表現した場合の操作変数係数マトリックス
ϕ	〃 (4-51) 式で表現した場合の状態変数係数マトリックス
Φ	〃 (4-55) 式 〃 被制御変数係数マトリックス

5 章

A_{VM}	主蒸気流量弁開度
A_{VFW}	給水流量弁開度
A_{Vex}	タービン抽気流量弁開度
A_v	弁の開度
C	遅発中性子先行核濃度
C_v	バルブの C_v 値
C_f	原子炉燃料の熱容量
H	原子炉燃料と冷却水との間の熱伝達係数
h_f	飽和水エンタルピー
h_s	飽和蒸気エンタルピー
h_{fg}	飽和水エンタルピーと飽和蒸気エンタルピーの差
h_{in}	サブクール水のエンタルピー
h_{fw}	給水エンタルピー
h_t	主蒸気流のタービン入口エンタルピー
h_c	コンデンサー入口エンタルピー
$I(X-Y)$	出力変数 X から操作変数 Y への積分要素を持つフィードバック経路 (例) $I(P-W)$ は原子炉圧力 P から再循環流量 W への積分要素をもつフィードバック経路
i_f	飽和水エンタルピーの圧力の微係数
i_g	飽和蒸気エンタルピーの圧力の微係数

k_f	飽和水密度の圧力の微係数
k_g	飽和蒸気の圧力の微係数
k	弁の開度に関する操作変数
k_1	主蒸気流量弁開度に関する操作変数
k_2	給水流量弁開度に関する操作変数
$K(i,j), K_{ij}$	L Q R ゲインマトリックスの (i, j) 要素
n	中性子密度
N	原子炉出力
P	原子炉圧力容器圧力
p_i	タービン入口圧力
p_c	復水器入口圧力
ΔP	圧力損失
\dot{Q}	原子炉炉心冷却材へ伝熱する熱量
\dot{Q}_t	タービンの電気出力
R	原子炉圧力 P を求める為の中間変数
S_c	炉心部のスリップ比
T_f	原子炉燃料平均温度
T_{sat}	原子炉冷却材飽和水温度
v	ボイド体積率
v_f	飽和水密度
v_g	飽和蒸気密度
v_{fg}	飽和水密度と飽和蒸気密度の差
W	再循環流量
W_{FW}	給水流量
W_{ex}	タービン抽気蒸気流量
W_s	主蒸気流量
W_a	弁を通過する流量
α_T	ドップラー効果を主とする燃料温度のフィードバック係数
α_v	ボイドによる反応度フィードバック係数
β	遅発中性子生成割合
δ	定常値からの偏差を表わす
ρ	反応度
ρ_d	制御棒反応度
Λ	中性子平均寿命
λ	先行核崩壊定数
τ_p	給水が圧力容器に入ってから再循環流と混合し、炉心入口に達するまでの実効的時間遅れ
τ_h	炉圧力容器、タービン入口配管部の輸送遅れを一次遅れで近似した場合の時定数
τ_Q	タービン部の蒸気の輸送遅れ時定数

χ	出口蒸気含有率
ξ	反応度の単位 $1/100\%$ 1% は $\rho = \beta$

6章

$A(x, x)$	x の自己共分散関数
$C(x, y)$	x と y の相互共分散関数
CV 1-1	主循環流量制御弁開度
CV 1-2	セパレータドレン水流量制御弁開度
CV 1-3	セパレータ蒸気流量制御弁開度
CV 1-4	主冷却器流量制御弁開度
CV 1-6	ジェットコンデンサースプレー水温度制御用冷却器流量制御弁開度
CV 1-9	ジェットコンデンサースプレー水流量制御弁開度
F 1	テストセクション入口流量
F 2	セパレータドレン水流量
F 3	セパレータ蒸気流量
FIC 01	主循環流量制御系
L 1	セパレータ水位
LIC 01	セパレータ水位制御系
MFPEC	Maximam Final Prediction Error Criteria 自己回帰型モデル決定に際して最適次数決定の為の評価指数
max X	被制御変数偏差のピーク値
P 1	テストセクション部圧力
P 2	ジェットコンデンサ ー部圧力
PIC 02	ジェットコンデンサ ー圧力制御系
\dot{Q}_{ST}	サージタンクヒ ータ入熱量
\dot{Q}_H	テストセクション入口補助ヒ ータ ー入熱量
Q	L Q R 評価関数内状態変数についての重み行列
R	” 制御変数 ”
SGH	OWL-0 テストセクション部のヒ ータ ー
T 1	テストセクション入口温度
T 10	主冷却器出口合流点温度
T 14	圧力調節系冷却器出口温度
TIC 02	主冷却器出口合流点温度制御系
TIC 03	圧力調節系出口合流点温度制御系
T_{max}	被制御変数の整定時間の最大値
σ_{max}	被制御変数の分散値の最大値

付録 I 「直接サイクル BWR 制御方式の改良」の為の予備解析に用いた動特性方程式と解析結果の一部

基本動特性方程式の作成

動力炉プラントは(本文図 5.1.1)に示す軽水冷却, 強制再循環方式, 直接サイクル沸騰水型原子炉プラントとしモデルの対象として一次系のみを考えた。原子炉, プラントの主な構成機器は集中定数系とし, 一点近似で扱った。蒸気は全て飽和蒸気として取り扱い, 未飽和水についてはエンタルピーの変動は独立に考慮したが, 密度の変動は飽和水の変動にきわめて近いと仮定し, 飽和水として取扱った。飽和蒸気, 飽和水の密度は圧力の関数として取り扱った。又記号の説明は付表 1.1 に示す。

1) 炉心部, 核動特性

中性子動特性の式については先行核は 1 群で考え,

$$\frac{dN}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\ell} N + \lambda C \quad (\text{付-1})$$

$$\frac{dC}{dt} = -\frac{\beta}{\ell} N - \lambda C \quad (\text{付-2})$$

で表わした。これは, 6 群以上の多群で扱った場合との精度の差が, プラント特性の精度に比して不必要と考えられる為である。

反応度フィードバックについてはボイド反応度, 減速材温度係数, ドフプラー効果係数を考慮した温度係数反応度, 制御棒反応度について考え,

$$\rho = k_1 \rho_d + k_2 T + k_3 \alpha_c \quad (\text{付-3})$$

とした。また, 中性子束の変動による熱の発生の変動や燃料棒の温度変動は, 近似伝達関数を用いて次のように与えた。

$$\delta Q = k_4 \left(\frac{r_1}{1 + \tau_a s} + \frac{r_2}{1 + \tau_b s} + \frac{r_3}{1 + \tau_c s} \right) \delta N \quad (\text{付-4})$$

$$\delta T = k_5 \left(\frac{r_4}{1 + \tau_d s} + \frac{r_5}{1 + \tau_e s} + \frac{r_6}{1 + \tau_f s} \right) \delta N \quad (\text{付-5})$$

2) 原子炉部熱水力動特性

原子炉圧力容器内の熱水力特性は炉心チムニ部分, 再循環水部, サブクール領域のダウンカメラ部の 3 部に分け, 再循環ポンプで強制循環しているところから前者 2 部分は同一圧力, ダウンカメラ部は別圧力とみなし, これよりブレナム部における質量, エネルギーバランスの式は

$$W_{FW} + W_{f2} + 0.2 W_{s2} - W_R = \frac{d}{dt} (L_c A_p \rho_f) \quad (\text{付-6})$$

$$\begin{aligned}
 W_{FW} h_{FW} + W_{f2} h_f + 0.2 W_{s2} h_s - W_R h_o + k_6 \dot{Q} \\
 = \frac{d}{dt} (L_c A_p \rho_f h_o)
 \end{aligned}
 \quad (\text{付-7})$$

再循環ポンプ出入口における運動量バランスの式は

$$\Delta P_R = P_1 - P_0 = \beta_R - \gamma_R W_R \quad (\text{付-8})$$

で与えた。

炉心部の沸騰現象については単にボイド体積 α_c で定義し、炉心部出口の蒸気含有率を χ とし、平均1点で近似する。炉心出口の飽和水はセパレータによって完全に分離され再循環部に入ると仮定する。これよりコア部での質量、エネルギーバランスの式は

$$W_0 - W_2 = \frac{d}{dt} [L_c A_c \{ (1 - \alpha_c) \rho_f + \alpha_c \rho_s \}] \quad (\text{付-9})$$

$$\begin{aligned}
 \dot{Q} + W_0 h_1 - \{ h_f (1 - \chi) W_2 + h_s \chi W_2 \} \\
 = \frac{d}{dt} [L_c A_c \{ (1 - \alpha_c) \rho_f h_f + \alpha_c \rho_s h_s \}]
 \end{aligned}
 \quad (\text{付-10})$$

チムニ部での質量バランスの式は

$$(1 - 0.2) W_{s2} - W_{s3} = \frac{d}{dt} \{ (L - L_c) A_p \rho_s \} \quad (\text{付-11})$$

コア部蒸気含有率、ボイド率等の関係式は

$$(1 - \chi) W_2 = W_{f2} \quad \chi W_2 = W_{s2} \quad (\text{付-12})$$

$$\chi = \frac{2 \rho_s}{\rho_f} \cdot \frac{\alpha_c}{1 - \alpha_c} \quad (\text{付-13})$$

ダウンコマ部質量エネルギーバランス式は

$$W_R - W_0 = \frac{d}{dt} (V_d \rho_f) \quad (\text{付-14})$$

$$W_R h_0 - W_0 h_1 = \frac{d}{dt} (V_d \rho_f h_1) \quad (\text{付-15})$$

で表わされる。

3) 炉出口からタービン入口迄の主蒸気配管部の特性

この配管部に限らず、後述するタービン抽気からの抽気配管部、タービンから復水器への配管部など全ての配管部については、蒸気および水の動的変化のうち容積変化を考慮せず、入力量は

全て出力量と等しいとみなした。またエネルギーバランスでは熱損を考えず、配管に於けるエンタルピーは単に時間遅れを考慮し、一次遅れの形で近似した。主蒸気配管、抽気系配管、給水流量系配管に設置されている弁については静特性式である弁の平方根法則を用いた。

これよりエンタルピーの時間遅れの式は

$$\tau_4 \frac{dh_4}{dt} = h_s - h_4 \quad (\text{付-16})$$

運動量バランスの式は

$$P_3 - P_4 = \Delta P_{34} = \frac{L_3}{g_c A_3} \frac{dW_{s3}}{dt} + \frac{f_3 L_3 W_{s3}^2}{2 g_c D^3 A_s^2 \rho_s} + \frac{g}{g_c} \rho_s y_s + \frac{W_{s3}^2}{k^2 A_{VM}^2} \quad (\text{付-17})$$

で表わされる。

4) タービン及び復水器部の特性

タービンは抽気可能であり、タービンからの抽気によって給水加熱を行う一般的なものを考慮した。タービン出力、復水器における除熱、給水加熱器に於ける入熱、炉心に於ける入熱は全て一点近似を用いた。他の変数、流量エンタルピー等は各部出入口で収支を考えた。タービンでは流路面積が各部で不変であるとみなし、流れが全て音速以下であると仮定して Flugel の近似式を用いた。復水器に於いて圧力変動に際して生ずる水面からのフラッシング、及びコンデンスについては均一速度で生じると仮定した。除熱については状態いかんを問わず均一除熱速度を仮定した。これより

タービン部流れの連続の式は

$$W_{s5} = W_{s3} - W_{s4} - W_{sx}$$

タービン内の流量と圧力の関係式は

$$\frac{W_{s5}}{W_{s50}} = \sqrt{\frac{P_9^2 - P_5^2}{P_{90}^2 - P_{50}^2}} \quad (\text{付-18})$$

$$\frac{W_{s3}}{W_{s30}} = \sqrt{\frac{P_4^2 - P_9^2}{P_{40}^2 - P_{90}^2}} \quad (\text{付-19})$$

タービン出力の式は

$$\dot{Q}_t = \eta_4 W_{s4} (h_4 - h_9) + \eta_5 W_{s5} (h_4 - h_5) \quad (\text{付-20})$$

復水器部全質量バランスの式は

$$W_{s4} + W_{s5} - W_{FW} = \frac{d}{dt} [(V_c - L_c A_c) \rho_s + L_c A_c \rho_f] \quad (\text{付-21})$$

全エネルギーバランスの式は

$$W_{s5} h_5 + W_{s4} h_{12} - W_{FW} h_6 - \dot{Q}_c = \frac{d}{dt} \{ (V_c - L_c A_c) \rho_s h_s \quad (\text{付-22})$$

水部質量バランスの式は

$$W_{CF} - W_{FW} = \frac{d}{dt} \{ L_c A_c \rho_f \} \quad (\text{付-23})$$

水部エネルギーバランスの式は

$$W_{CF} h_6 - W_{FW} h_6 = \frac{d}{dt} (L_c A_c \rho_f h_6) \quad (\text{付-24})$$

で表わされる。

5) 復水器出口から炉心入口までの配管及び給水加熱器の特性

給水加熱器、給水ポンプはそれぞれ一台で代表した。又、給水加熱器は向流型熱交換器とみなし壁の熱容量は考慮せず、一点近似で、時間遅れ補償をした熱交換器特性式を用いた。これより配管及びポンプの圧力損失を考慮した運動量バランス式は

$$P_c - P_0 = \Delta P_{60} = \frac{L_6}{g_c A_6} \frac{d W_{FW}}{dt} + \frac{f_6 L_6 W_{FW}^2}{2 g_c D_6 A_6^2 \rho_f} + \frac{g}{g_c} \rho_f y_6 + \frac{W_{FW}^2}{K \cdot A_V f_W^2} + \beta_{cf} - \tau_c W_{FW} \quad (\text{付-25})$$

給水加熱器エネルギーバランスの式は

$$\tau_7 \frac{d h_7}{dt} = h_6 - h_7 \quad (\text{付-26})$$

$$V_7 \rho_f \frac{d h_{7c}}{dt} = \frac{V A}{C_{10}} (h_{10c} - h_{7c}) - W_{FW} (h_8 - h_7) \quad (\text{付-27})$$

$$2 h_{7c} = h_7 + h_8 \quad (\text{付-28})$$

$$\tau_8 \frac{d h_{FW}}{dt} = h_8 - h_{FW} \quad (\text{付-29})$$

で表わされる。

6) タービン抽気から復水器までの抽気配管の特性

配管部の運動量バランスの式は

$$P_9 - P_5 = \Delta P_{95} = \frac{L_9}{g_c A_9} \frac{d W_{s4}}{dt} + \frac{f_9 L_9 W_{s4}^2}{2 g_c D_9 A_9^2 \rho_s} + \frac{g}{g_c} \rho_s y_9 + \frac{W_{s4}^2}{k \cdot A_{Vex}} \quad (\text{付-30})$$

時間遅れを考慮してエンタルピーの式は

$$\tau_9 \frac{d h_{10}}{d t} = h_9 - h_{10} \quad (\text{付-31})$$

給水加熱器エネルギーバランスの式は

$$V_{10} \rho \frac{d h_{10c}}{d t} = W_{94} (h_{10} - h_{11}) - \frac{V A}{c_7} (h_{10c} - h_{7c}) \quad (\text{付-32})$$

で表わされる。

モデルによる主な操作端の過渡応答

以上の詳細モデルは JPDR のパラメータを用いてアナログ計算機上に組み上げ妥当性を確認する為、JPDR と同様の制御系を付加して、JPDR においてなされた出力上昇試験時のデータ（文献 13）と比較し、ほぼ満足しうる一致が得られたので、次に、制御系を考えない状態で主たる操作端である主蒸気流量弁開度 A_{vm} の定格値の -10% 変化、給水流量弁開度 A_{vFW} の $+10\%$ 変化、再循環流量 W_R の -1% 変化、制御棒反応度 δk の $+20\%$ 変化に対する過渡応答を求めた。それぞれの応答の特徴を（付図 1-1）に示している。これより全てに共通して感度が大きいものは再循環流量であり、炉心水位については給水流量弁、炉心圧力については主蒸気流量弁、タービン出力については制御棒反応度が次いで大きな感度を有している事を確認した。

従来の設計概念で制御性の改良を計る為のシミュレーション実験

負荷追従制御性の改良を目的として、前記した結果から感度の高い操作変数として強制循環流量 W_R 、制御棒反応度 δk 、主蒸気流路弁開度 A_{VM} 、給水流量弁開度 A_{vFW} を操作端として選定し、一入力一出力のサブループ的な制御系の考え方から多変数制御方式の考え方への出発点として出力変更制御に 2 操作変数の組み合わせを考え、上記モデルを用いてシミュレーション実験を行った。組み合わせの中で、物理的に意味のないものは省略し、主たる結果を付表 1-2 に示している。なお、各操作量の制約条件として制御棒速度上限 $\pm 2\%$ /秒再循環流量変更速度上限 $\pm 2\%$ /秒を課した。

簡単な探索手法による予備設計

以上のシミュレーション実験で得られた比較的良好な出力制御特性を有するサブループ的概念を組み合わせた代表的な制御系として以下に示す 2 ケースを考え、簡単な極値探索法を適用してその評価関数の形態や制御応答の概要に関する情報を求めた。制御系の設定は 4 系統でゲイン或いはゲイン+積分補償を持つ古典論的 1 入力 1 出力のサンプリング制御系を仮定した。

（ケース 1）炉水位制御—給水流量バルブ開度操作、炉圧制御—主蒸気流量バルブ開度操作、タービン出力制御—再循環流量操作及び制御棒操作。

（ケース 2）炉水位制御—給水流量バルブ開度操作、炉圧制御—再循環流量操作、タービン出力制御—制御棒操作、および主蒸気流量弁開度操作。

又、評価関数として、次の式

$$\begin{aligned}
J = \sum_{k=1}^n \{ & C_1 [L_c(k) - L_{c0}(k)]^2 + C_2 [P_r(k) - P_{r0}(k)]^2 \\
& + C_3 [\dot{Q}_T(k) - \dot{Q}_{T0}(k)]^2 + C_4 [A_{vfw}(k) - A_{vfw0}(k)]^2 \\
& + C_5 [\delta R/R(k) - \delta R_0/R(k)]^2 + C_6 [W_r(k) - W_{r0}(k)]^2 \\
& + C_7 [A_{VM}(k) - A_{VM0}(k)]^2 \} \quad \text{但し } C_1, C_2, \dots, C_7 \text{ は重み係数}
\end{aligned}$$

(付-33)

各操作端の制約条件として次の値を用いた。

制御棒操作—最高操作速度 $\pm 2\%$ /秒。不感帯 $\pm 0.2\%$ /秒。

強制循環流量操作—最高操作速度 $\pm 1\%$ /秒。最高最低変化巾 $\pm 50\%$ 。不感帯 $\pm 0.01\%$ 。

給水流量弁開度—最高開閉速度 $\pm 1.0\%$ /秒。最高最低変化巾 $\pm 50\%$ 。不感帯 $\pm 0.1\%$ 。

主蒸気流量弁開度—最高開閉速度 $\pm 2.5\%$ /秒。最高最低変化巾 $\pm 50\%$ 。不感帯 $\pm 0.1\%$ 。

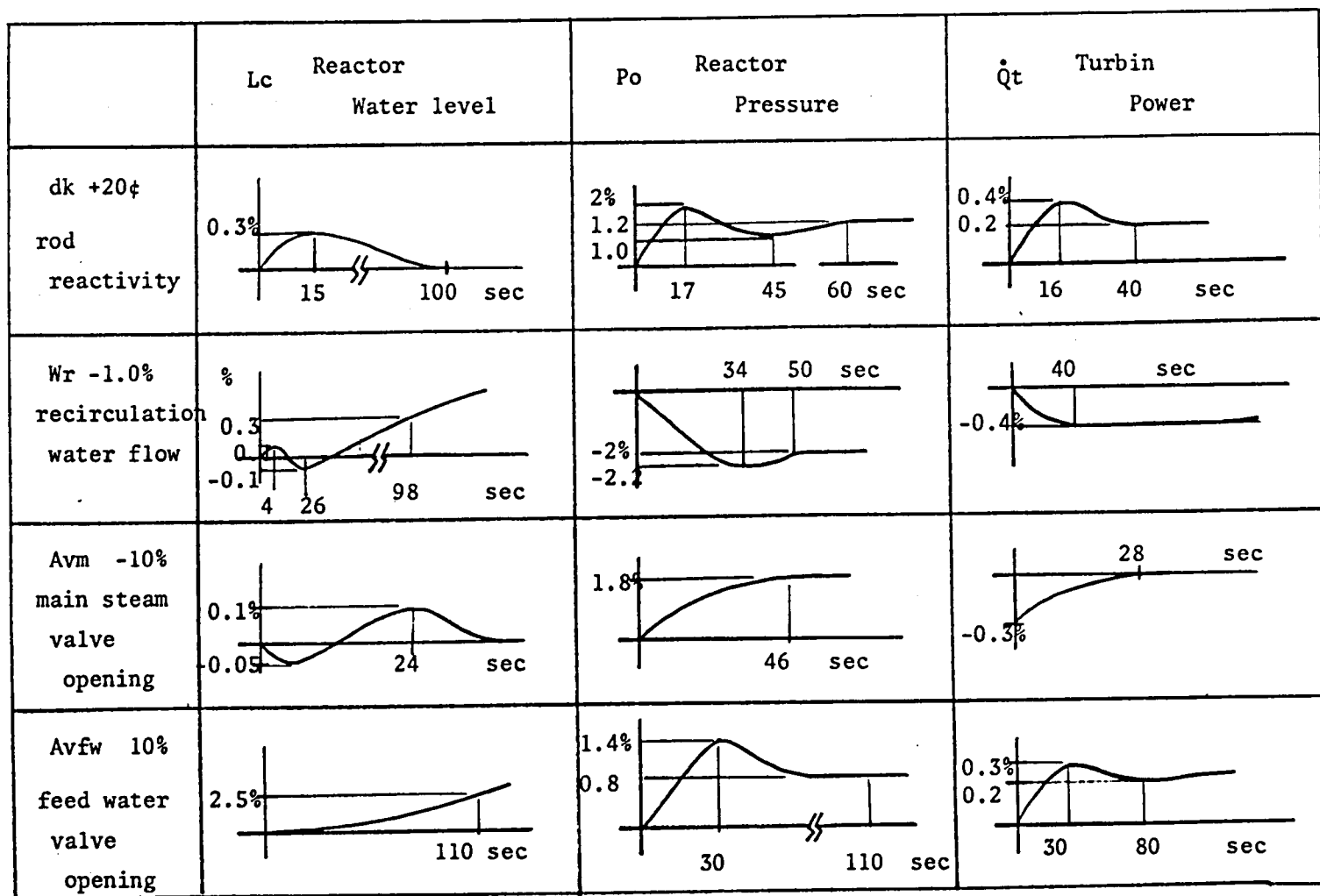
以上の設定に対して i) 勾配 $\partial J_i / \partial X_i$ を判定基準とする単一変数変化法, ii) 一様乱数で全変数変化を行うランダム法, iii) 局所的に正規分布乱数を発生させて調べる機構をもったランダム法を用いて各制御系のパラメータ探索を行い、次の結論を得た。

1) ケース1の制御系について縦軸をPパラメータ、横軸をIパラメータとするパラメータ平面上に於いて評価関数値を3次元方向にとってみると、それぞれの極値の分布はきわめて多峰性であった。極値はP-I（ゲイン、積分補償要素）平面で一つの直線上に分布し、山脈のような形をしており、P-I要素共に5.0以下のところに極値をもつであろう事が推定された。炉圧を主蒸気バルブ開度、タービン出力を再循環流量と制御操作で制御する(P-A_{VM}), ($\dot{Q}_T - W_R, \rho$)の組み合わせは前記した制御方式の概要を検討する実験においても示されたように相互干渉性が強く、最適点に近づくにつれて振動解となった。又、評価関数の重みC₁~C₇のつけ方は非常に難かしくP-A_{VM}, $\dot{Q}_T - W_R$ が同じ重み係数の場合には、最適点はP-A_{VM}の制御系を止めた場合（フィードバックゲイン→0）に近づき、必ずしもブラント制御上の実際的な目標と合致しなかった。

2) ケース2の制御系においては再循環流量操作による炉圧制御系と制御棒操作によるタービン出力制御系の相互干渉が大きく、探索法による最適解は発振解に近づいてゆく。又、W_Rの感度が大きい為、制御棒操作巾も大きくなりこれは原子炉の安全性上好ましくないと考えられた。制御棒操作をはずして、主蒸気流量弁開度操作だけに限った場合は、ケース1ほど多峰性でなく相互干渉性も比較的弱い。但し $\dot{Q}_T - A_{VM}$ による負荷追従速度は120~130秒が最高であり、これより速くすると評価関数内のP, W_Rに関する項の値が悪化した。

付表 1-1 付録 I 記号表

A_p, A_c	各部容器断面積 (m^2)
A_3, A_8	各配管流路断面積 (m^2)
A_{VM}, A_{vex}	各流路弁開度 (%)
C_{10}, C_7	各熱交換器部比熱 ($kcal/kg^\circ C$)
C	遅発中性子先行核濃度
D_3, D_8	各配管部平均等価直径値 (m)
f_3, f_8	各配管部摩擦係数 (-)
g, g_c	重力加速度及び換算係数
h	各部エンタルピー ($kcal/kg$)
h_f, h_g	飽和水, 飽和蒸気エンタルピー ($kcal/kg$)
k	原子炉反応度係数
L_c, L_r	各部水位割合 (-)
ℓ_3, ℓ_8	各部配管長さ (m)
N	中性子束密度
$P_c, P_o, P_5 \dots \Delta P$	各部圧力及び圧力損失 (kg/m^2)
\dot{Q}_N, \dot{Q}_c	各部入熱或いは除熱量 ($kcal/sec$)
UA	給水加熱器伝熱面積 \times 熱貫流率 ($kcal/sec^\circ C$)
V_c, V_r	各部体積 (m^3)
W_{FW}, W_{s2}	各部質量流量 (kg/sec)
χ	炉心部出口蒸気含有率
y_3, y_8	各配管部垂直方向長さ (m)
α_c	炉心部ボイド体積率 (-)
β	遅発中性子発生割合
β_R, β_F	各ポンプ H・Q 特性一次近似式係数 (kg/m^2)
γ_R, γ_F	” (sec/m^2)
η	タービン部効率
ρ_f, ρ_s	飽和水及び飽和蒸気密度 (kg/m^3)
λ	遅発中性子崩壊定数 ($1/sec$)
τ	時間遅れ近似時定数 (sec)



付図 1-1 Schematic Diagram of Step Response for Disturbance of main control variables.

付表 1-2 2組の操作変数の組み合わせによる出力変更制御 シミュレーションの主たる結果

番号	原子炉出力制御 操作端	原子炉圧力制御 操作端	主たる結果
1.	再循環流量 W_R	主循環流量弁開度 A_{VM} 給水流量弁開度 A_{VfW}	出力変更の為の W_R の変化が他の変数に与える影響は大きく、特に炉圧の変化が大きい。これを吸収する為には A_{VM} 、 A_{VfW} の両操作が必要である。それぞれの制御系統の応答時間性が合致しない為、(出力上昇要求→再循環流量増加→炉圧上昇→ A_{VM} 開度増加→出力上昇、 W_R による出力上昇が重畳される→ W_R 減少→炉圧変化の応答が遅く末だ上昇→ A_{VM} 開度増加)のように振動的となる。それぞれの制御系の応答の時間性を考慮した予測型のスケジュール制御の形態が考えられる。
2.	再循環流量 W_R 主蒸気流量弁開度 A_{VM}	制御棒反応度 ρ_d	A_{VM} と W_R の炉圧に対する相互干渉が大きく、 A_{VM} 経路のゲインを上げると W_R の負担が下がり A_{VM} の制御負担が大きくなる。これは A_{VM} の制御条件で制約される。 W_R 経路のゲインを上げると炉圧の変動が大きい。これは制御棒操作を大きくして好ましくない。
3.	再循環流量 W_R 主蒸気流量弁開度 A_{VM}	給水流量弁開度 A_{VfW}	2° に於けると同様、 A_{VfW} による炉圧の制御が W_R 、 A_{VM} 操作の影響を受けて振り回される。 A_{VfW} の制限条件で炉圧制御は制約され、大きな出力変更ができない。
4.	再循環流量 W_R 主蒸気流量弁開度 A_{VM}	給水流量弁開度 A_{VfW} 制御棒反応度 ρ_d	3° に比して出力制御、炉圧、各制御特性が改善される。但し出力変更時間が長くやや振動的である。
5.	再循環流量 W_R 給水流量弁開度 A_{VfW}	主蒸気流量弁開度 A_{VM} 制御棒反応度 ρ_d	出力変更に伴う圧力の変動、時間遅れが大きいため、 A_{VM} 、 ρ_d と W_R 、 A_{VfW} が相互干渉を起こす。負荷要求→ W_R 増→炉圧上昇→ A_{VM} 開→タービン出力上昇とスケジュールされると好ましいが、P. I. D 制御系では <div style="text-align: center;"> 負荷要求 → W_R 増 $\begin{cases} \nearrow \text{タービン出力上昇} \\ \searrow \text{炉圧上昇} \rightarrow A_{VM} \text{開} \rightarrow \text{タービン出力上昇} \end{cases}$ </div> の時間がずれる事によって相互干渉する結果、振動的となり、制御パラメータの調節が困難
6.	主蒸気流量弁開度 A_{VM} 制御棒反応度 ρ_d	給水流量弁開度 A_{VfW}	出力変更速度は比較的速く、炉圧の変動も少なく抑えられるものの A_{VfW} の制御条件上、小規模の出力変更に制約される。又、 A_{VfW} の炉水位制御系との関係を調べる必要がある。
7.	給水流量弁開度 A_{VfW}	主蒸気流量弁開度 A_{VM} 制御棒反応度 ρ_d	A_{VM} 、 A_{VfW} の相互干渉が制御棒操作を必要以上に大きくする。 非常に発振しやすく調整困難
8.	主蒸気流量弁開度 A_{VM} 給水流量弁開度 A_{VfW}	制御棒反応度 ρ_d	タービン出力が設定値近傍になると A_{VM} 、 A_{VfW} が一定値に近づきこれらの値によって炉圧が定速度、定方向の偏差を持つのでこれを制御棒で制御する形態となる。 A_{VM} と A_{VfW} の割合が適切な値に決める事ができれば制御棒操作も少なくなり適した制御形態となりうるが、 A_{VM} 、 A_{VfW} の制御条件から小規模の出力変更に適している。 A_{VfW} を大巾に変えた場合は応答速度が遅くなる。
9.	主蒸気流量弁開度 A_{VM} 給水流量弁開度 A_{VfW}	再循環流量 W_R	W_R の各変数に与える感度が大きく、 W_R の変化による各変数の応答時間が、 A_{VM} や A_{VfW} のそれに比較して遅いため、 A_{VfW} 、 A_{VM} による出力制御が意味を持たなくなる。つまり、 W_R の効果が遅いため W_R が必要以上に動作し、この動作の結果生じる状態に A_{VM} 、 A_{VfW} が追従する。これを避ける為には W_R 制御系に予測機能を持たせる事が必要となり、この場合 1° のケースに同じものとなる。良い制御性が期待しうる。
10.	主蒸気流量弁開度 A_{VM} 給水流量弁開度 A_{VfW}	再循環流量 W_R 制御棒反応度 ρ_d	9° に於けると同様の事が言えた。 W_R をプログラムスケジュールした場合の一例として炉圧力が ± 0.5 % 定格になった際に W_R がステップ状で ± 1.0 % 動作する制御を行ったところ A_{VM} 、 A_{VfW} 、 ρ_d 共に動作が少なく、又出力変更速度も早いものが得られた。但し、原子炉圧力の変動は比較的に大きい。 W_R の操作方法に課題がある。

注) 2組の操作変数の組み合わせでシミュレーション結果上、意味の無いものは省略した。

付録Ⅱ 「沸騰水ループ制御方式の改良」の為の予備解析に用いた動特性方程式

基本動特性方程式の作成

動特性解析の範囲は一次系にとどめOWL-0の構成を模擬的に付図2-1に示すように全体を20個の領域に分割し、以下の仮定に基づいて動特性方程式を導出した。用いた記号は本文中のものと異っており、ここで用いた記号の説明は付表2-1に示している。これは、ここで作成したモデルは詳細モデルのため記号の添字が本文のものと一致しないので特に定義したものである。

1) テストセクション、セパレーター、ジェットコンザンサー、サージタンク、メインクーラー、コンデンサークーラー等主要機器は簡単のため、全て出入口での質量、エネルギー、運動量のバランスを2点近似で近似する。

2) ポンプ、バルブ等の動特性は簡単化し、遅れなしのゲイン定数項だけで表わした。例えば主循環ポンプの圧損として

$$\Delta P_{MP} = \beta_M - \gamma_M W_{13} \quad (\text{付-34})$$

主循環バルブ圧損として

$$\Delta P_{V14} = K_{V14} \cdot \frac{W_{14}^2}{C_{V14}^2} \quad (\text{付-35})$$

を用いた。

3) 各配管部の熱損失は考慮しなかった。

4) 二相流部においては質量収支、エネルギー収支、運動量収支を考え、エネルギー収支は次に示す式の形で表わした。

$$\dot{Q} - W(h_{out} - h_{in}) = \frac{d}{dt} (\text{全内部エネルギー}) \quad (\text{付-36})$$

ここで \dot{Q} ; 入熱量, W ; 流量, h ; エンタルピー, t ; 時間

又内部エネルギーの変化を考える際には次式において圧力と比容積の積の項 PV は一定とした。

$$\text{内部エネルギー } u = \text{エンタルピー } h - \zeta P v \quad (\text{付-37})$$

ここで, ζ ; 仕事の熱当量, v ; 比容積, P ; 圧力

二相流部の圧力損失は、Martinell の式を用いて次式のように求めた。

$$\begin{aligned} \text{二相流部圧力損失} = & \text{沸騰領域における沸騰による加速損失} \\ & + \text{非沸騰領域における密度変化による加速損失} \\ & + \text{Martinell 倍数の入った摩擦圧損失} \\ & + \text{水頭圧損失} \end{aligned} \quad (\text{付-38})$$

5) 单相流部においては運動量収支とエネルギー収支を考え、運動量収支は各部について次のような同じ型の式で与えられる。

$$\Delta P = \frac{1}{A} \cdot \frac{dW}{dt} + \frac{2f\ell}{dA^2\rho} W^2 + \rho g y \quad (\text{付-39})$$

ここで ΔP ; 圧損, ρ ; 密度, ℓ ; 長さ, V ; 流速, W ; 流量

f ; friction factor y ; 垂直方向長さ A ; 断面積

エネルギー収支は (付-36) 式と同様に考えたが外から加熱されていない部分については単に時間遅れだけを考慮し,

$$h_{out} = \frac{1}{1 + \tau s} h_{in} \quad (\text{付-40})$$

とした。ここで s はラプラス変換演算子である。

6) セパレーター, ジェットコンデンサー, サージタンクにおける凝縮についての式は全て同じ形で次式のように表わした。

$$W_c = H A (h_f - h_c) \quad (\text{付-41})$$

ここで W_c ; 凝縮流量, H ; 等価な熱伝達係数で定数と仮定, A ; 断面積

h_f ; 飽和水エンタルピー, h_c ; 分離器または凝縮器のウエル中の水のエンタルピー

7) 電気ヒーターからの発熱は均一でループへの入熱は一樣とし, 一点近似で取り扱い (付-36) 式と同様の式を用いた。

8) 飽和水密度 ρ_f , 飽和蒸気密度 ρ_s , 飽和蒸気エンタルピー h_s , 飽和水エンタルピー h_f は全て圧力の一次関数と仮定した。

9) 制御系設計の為のシュミレーション実験ではアナログ制御系, デジタル制御系共に従来から用いられている一入力出力の P. I. D 制御方式を考え, 検出端, 操作端の特性は全て一次遅れで近似した。

以上の考え方に基づいて作成した動特性式を以下に示す。

A) テストセクションと二相流配管部の動特性式は次のように与えられる。

質量のバランスの式は

$$W_1 - W_2 = V_T \frac{d}{dt} \{ (1-b) \rho_f + b \cdot \alpha_T \cdot \rho_s + b (1-\alpha_T) \rho_f \} \quad (\text{付-42})$$

エネルギーのバランスの式は

$$\begin{aligned} \dot{Q}_N + h_1 W_1 - \{ h_f (1-\chi_2) W_2 + h_s \chi_2 W_2 \} \\ = V_T \frac{d}{dt} \{ (1-b) \rho_f h_1 + b \cdot \alpha_T \cdot \rho_s h_s + b (1-\alpha_T) \rho_f h_f \} \end{aligned} \quad (\text{付-43})$$

運動量のバランスの式は

$$\Delta P_{12} = \frac{\rho_f \cdot L \cdot U_T^2 \cdot f}{2 g_c D} \{ 1 + (R_1 - 1) b \} + \frac{1}{g_c A^2 \rho_f} \left[\left(\frac{(1 - \chi_2)^2}{(1 - \alpha_T)} + \frac{\chi_2^2 \rho_f}{\alpha_T \rho_s} \right) W_2^2 - W_1^2 \right] \quad (\text{付-44})$$

ここでテストセクション内速度 U_T 及び平均速度 \bar{U}_T は

$$U_T = \frac{W_1}{A \rho_f}, \quad \bar{U}_T = \frac{W_1 + W_2}{2 A \bar{\rho}_{12}} \quad (\text{付-45})$$

で与えられる。

テストセクション内での平均密度を与える式は

$$\bar{\rho}_{12} = \rho_f + \alpha_T (\rho_s - \rho_f) \quad (\text{付-46})$$

テストセクション出口蒸気含有率 χ_2 とボイド体積 α_T の関係は

$$\chi_2 = \frac{2 \rho_s}{\rho_f} \cdot \frac{\alpha_T}{1 - \alpha_T} \quad (\text{付-47})$$

テストセクションヒーターによる沸騰長 b を与える式は

$$\dot{Q}_N (1 - b) = W_1 (h_f - h_1) \quad (\text{付-48})$$

テストセクション出口からセパレーターまでの配管部に於ける質量バランスの式は

$$W_2 - W_3 = V_2 \frac{d}{dt} \{ \alpha_{23} \rho_s + (1 - \alpha_{23}) \rho_f \} \quad (\text{付-49})$$

エネルギーバランスの式は

$$W_2 \{ (1 - \chi_2) h_f + \chi_2 h_s \} - W_3 \{ (1 - \chi_3) h_f + \chi_3 h_s \} = V_2 \frac{d}{dt} \{ \alpha_{23} \rho_s h_s + (1 - \alpha_{23}) \rho_f h_f \} \quad (\text{付-50})$$

運動量のバランスの式は

$$\Delta P_{23} = \frac{1}{g_c} \frac{(W_2 + W_3) L_2}{2 A \bar{U}_2} \frac{d \bar{U}_2}{dt} + \frac{L_2 f_2 R_2 W_2^2}{2 g_c D_2 A_2^2 \rho_f} + \bar{\rho}_2 \frac{g}{g_c} y_{23} \quad (\text{付-51})$$

出口の平均蒸気含有率 $\bar{\chi}_{23}$, 平均速度 \bar{U}_2 , ボイド体積率 $\bar{\alpha}_{23}$ を与える式は

$$\bar{\chi}_{23} = \frac{2 \rho_s}{\rho_f} \cdot \frac{\bar{\alpha}_{23}}{1 - \bar{\alpha}_{23}} \quad (\text{付-52})$$

$$U_2 = \frac{W_2 + W_3}{2 A \bar{\rho}_2} \quad (\text{付-53})$$

$$\bar{\rho}_2 = \rho_f + \bar{\alpha}_{23} (\rho_s - \rho_f) \quad (\text{付-54})$$

である。

B) セパレータ部の動特性方程式

セパレータ部は、水部と蒸気部に分けられ、蒸気部には水が混合せず、飽和蒸気だけであると仮定する。又ドレン水部のエンタルピ h_5 を考慮し、フラッシング、コンデンス量を考える。これより動特性式は (付55～63) 式で与えられる。

全体の質量バランスの式は

$$W_3 - W_4 - W_5 = \frac{d}{dt} [(V_s - L_s A_s) \rho_s + L_s A_s \rho_f] \quad (\text{付-55})$$

全体のエネルギーバランスの式は

$$h_f (1 - \chi_3) W_3 + W_c h_s - W_F h_s - W_5 h_5 = \frac{d}{dt} [L_s A_s \rho_f h_s] \quad (\text{付-56})$$

フラッシング量、コンデンス量を考慮した水の質量バランスの式は

$$(1 - \chi_3) W_3 + W_c - W_F - W_5 = \frac{d}{dt} [L_s A_s \rho_f] \quad (\text{付-57})$$

コンデンス量を与える式は

$$W_c = H_s A_s (h_f - h_5) \quad (\text{付-58})$$

更に次の条件式がある

$$h_5 \geq h_f$$

$$h_5 < h_f \text{ のとき } W_F = 0$$

$$h_5 = h_f \text{ のとき } W_c = 0 \text{ で (付-56) 式の代わりに}$$

$$h_f (1 - \chi_3) W_3 - W_F h_s - W_5 h_f = \frac{d}{dt} [L_s A_s \rho_f h_f] \quad (\text{付-59})$$

これらの式を用いて W_F を求める。また、

セパレータドレンからサージタンク出口合流点までの配管部の圧力損失の式は

$$\Delta P_{59} = \frac{L_9}{g_c A_9} \frac{d W_5}{dt} + \frac{f_9 \cdot L_9 \cdot W_5^2}{2 g_c D_9 A_9^2 \rho_f} + \frac{g}{g_c} \rho_f y_9 + \frac{k W_5^2}{A_{VSM}^2} \quad (\text{付-60})$$

$$h_5 = \tau_9 \frac{dh_9}{dt} + h_9 \quad (\text{付-61})$$

セパレータ蒸気部からジェットコンデンサーまでの配管部の圧力損失の式は

$$\Delta P_{46} = \frac{L_5}{g_c A_5} \frac{dW_4}{dt} + \frac{f_5 \cdot L_5 \cdot W_4^2}{2g_c D_5 A_s^2 \rho_s} + \rho_s \frac{g}{g_c} y_5 + \frac{k W_4^2}{A_{VSJ}^2} \quad (\text{付-62})$$

$$h_s = \tau_6 \frac{dh_6}{dt} + h_6 \quad (\text{付-63})$$

となる。

C) ジェットコンデンサー，サージタンク部

ジェットコンデンサー，サージタンクは蒸気相部分，液相部分が短い配管で連らなっている
ので，これらのものを一体と考え，ジェットコンデンサー，サージタンクの蒸気部分，ジェッ
トコンデンサーの水部分，サージタンクの水部分の3領域にまとめて考えそれぞれの部分で質
量，エネルギーバランスを考えた。

水蒸気部質量バランスの式は

$$W_6 - W_{cj} - W_{cg} + W_F - W_c = \frac{d}{dt} \{ \{ V_c + V_{ST} - (L_1 A_c + L_2 A_{ST}) \} \rho_s \} \quad (\text{付-64})$$

ジェットコンデンサー水部質量バランスの式は

$$W_{20} + W_{cg} + W_{cj} - W_7 = \frac{d}{dt} (L_1 A_c \rho_f) \quad (\text{付-65})$$

サージタンク水部の質量バランスの式は

$$W_7 + W_c + W_F - W_9 = \frac{d}{dt} (L_2 A_{ST} \rho_f) \quad (\text{付-66})$$

水蒸気部エネルギーバランスの式は

$$\begin{aligned} W_6 h_6 - W_{cj} h_7 - W_{cg} h_7 + W_F h_7 - W_c h_7 \\ = \frac{d}{dt} \{ \{ V_c + V_{ST} - (L_1 A_c + L_2 A_{ST}) \} \rho_s h_7 \} \end{aligned} \quad (\text{付-67})$$

ジェットコンデンサー水部のエネルギーバランスの式は

$$W_{20} h_{20} + W_{cg} h_7 + W_{cj} h_7 - W_7 h_j = \frac{d}{dt} (L_1 A_c \rho_f h_s) \quad (\text{付-68})$$

サージタンク水部エネルギーバランスの式は

$$\dot{Q}_{ST} + W_7 h_j + W_c h_7 - W_F h_7 - W_9 h_8 = \frac{d}{dt} (L_2 A_{ST} \rho_f h_s) \quad (\text{付-69})$$

ドレン水流 W_7 については両水位差による圧力差によって流れると仮定して W_7 についての運動量バランスの式は

$$\frac{g}{g_c} \rho_f (L_1 - L_2) = \frac{L_7}{g_c A_7} \frac{d W_7}{dt} + \frac{f_7 L_7 W_7^2}{2 g_c D_7 A_7^2 \rho_f} \quad (\text{付-70})$$

スプレー水による凝縮式は、スプレー効率 η を用いて

$$\eta W_{20} h_{20} + W_{cg} h_s = (\eta W_{20} + W_{cg}) h_f \quad (\text{付-71})$$

ジェットコンデンサ、サージタンク部のフラッシング、コンデンスについてはセパレータに於けると同様に考え、ジェットコンデンサーにおいては凝縮が生じるだけであると仮定するとジェットコンデンサー表面凝縮の式は

$$W_{cj} = H_c A_c (h_f - h_j) \quad (\text{付-72})$$

サージタンク表面凝縮の式は

$$W_c = H_T A_{ST} (h_f - h_8) \quad (\text{付-73})$$

である。また、サージタンク液相表面のフラッシング、コンデンスについての条件式として

$$h_f \leq h_8 \quad (\text{付-74})$$

$$h_f = h_8 ; W_c = 0, (W_F \text{ は } h_8 = h_f \text{ として (付-71) 式から求める。}) \quad (\text{付-75})$$

$$h_f > h_8 ; W_F = 0, (W_c \text{ は (付-73) 式から求める。}) \quad (\text{付-76})$$

を考える。サージタンクから主冷却器入口までの配管部の動特性を表わすものとして、運動量バランスの式は

$$\Delta P_{10-11} = \frac{L_{10}}{g_c A_{10}} \frac{d (W_5 + W_7)}{dt} + \frac{f_{10} L_{10} (W_5 + W_7)^2}{2 g_c D_{10} A_{10}^2 \rho_f} + \frac{g}{g_c} \rho_f y_{10} \quad (\text{付-77})$$

エネルギーバランスの式は

$$W_9 h_8 + W_5 h_9 = (W_9 + W_5) h_{10} \quad (\text{付-78})$$

合流点からメインクーラー入口部までのエンタルピーの時間遅れを表わす式は

$$h_{10} = \tau_{10} \frac{dh_{11}}{dt} + h_{11} \quad (\text{付-79})$$

である。

D) 主冷却器入口からテストセクションまでの動特性式

熱交換器の動特性式としては、中間壁の熱容量は考慮しないで過渡特性補償用の一次遅れを考えた3点近似の式を用い、遅れ時間は流速から求めた。熱伝達率など伝熱面での諸定数は一定と仮定すると、主冷却器入口、出口における連続の式は

$$W_{11} = W_{11A} + W_{11B} = W_{12} \quad (\text{付-80})$$

主冷却器出口合流点におけるエネルギー収支の式は

$$W_{12} h_{12} = W_{11A} h_{11A} + W_{11B} h_{11B} \quad (\text{付-81})$$

であり、主冷却器バイパス部のエンタルピーは時間遅れを考慮して

$$h_{11} = \tau_{11B} \frac{dh_{11B}}{dt} + h_{11B} \quad (\text{付-82})$$

である。主冷却器エネルギーバランスの式及び過渡時温度補償用時間遅れの式は

$$C_{11} M_{11} \frac{dT_{1c}}{dt} = C_{11} W_I (T_{11} - T_{10}) - U_{11} A_{11} (T_{1c} - T_{2c}) \quad (\text{付-83})$$

$$C_{22} M_{22} \frac{dT_{2c}}{dt} = U_{22} A_{22} (T_{1c} - T_{2c}) - C_{22} W_{II} (T_{20} - T_{21}) \quad (\text{付-84})$$

$$T_{1c} = \frac{1}{k_I} (T_{12} + T_{13}) \quad T_{2c} = \frac{1}{k_{II}} (T_{22} + T_{23}) \quad (\text{付-85})$$

$$\tau_{M1} \frac{dT_{12}}{dt} + T_{12} = T_{11} \quad \tau_{M2} \frac{dT_{10}}{dt} + T_{10} = T_{13} \quad (\text{付-86})$$

$$\tau_{M3} \frac{dT_{22}}{dt} + T_{22} = T_{21} \quad \tau_{M4} \frac{dT_{20}}{dt} + T_{20} = T_{23} \quad (\text{付-87})$$

主冷却器内流路運動バランスの式は

$$\Delta P_{MC} = \left(\frac{L_{11A}}{g_c A_{11A}} \right) \frac{dW_{11A}}{dt} + \frac{L_{11A} W_{11A}^2}{2g_c \rho_f D_{11A} A_{11A}^2} + \frac{g}{g_c} \rho_f y_{11A} + \frac{k W_{11A}^2}{A_{V11A}^2} \quad (\text{付-88})$$

バイパス流路の運動量バランスの式は

$$\Delta P_{11} = \left(\frac{L_{11B}}{g_c A_{11B}} \right) \frac{dW_{11B}}{dt} + \frac{L_{11B} W_{11B}^2}{2g_c \rho_f D_{11B} A_{11B}^2} + \frac{g}{g_c} \rho_f y_{11B} + \frac{k W_{11B}^2}{A_{V11B}^2} \quad (\text{付-89})$$

連続の式は

$$\Delta P_{MC} = \Delta P_{11} \quad (\text{付-90})$$

圧力調節系分岐点における連続の式は

$$W_{12} = W_{15} + W_{13} \quad (\text{付-91})$$

エンタルピーの時間遅れの式は

$$h_{12} = \tau_{13} \frac{dh_{14}}{dt} + h_{14} \quad (\text{付-92})$$

主冷却器出口からヒーター入口迄の圧力損失の式は

$$\Delta P_{12,14} = \frac{L_{13}}{g_c A_{13}} \frac{dW_{13}}{dt} + \frac{f}{2g_c \rho_f} \cdot \frac{L_{13} W_{13}^2}{D_{13} A_{13}^2} + \frac{g}{g_c} \rho_f y_{13} + \frac{k W_{13}^2}{A_{VM}^2} - \Delta P_{MP} \quad (\text{付-93})$$

メインポンプ圧力損失の式は

$$\Delta P_{MP} = \beta_M - r_M \cdot W_{13} \quad (\text{付-94})$$

である。ヒーター入口からテストセクション入口までのエネルギーバランスの式は

$$\dot{Q}_H + W_{14} (h_{14} - h_1) = \frac{d}{dt} (M_H \cdot h_1) \quad (\text{付-95})$$

ヒーター入口からテストセクション入口迄の圧力損失の式は

$$\Delta P_{14,1} = \frac{1}{g_c} \frac{L_{14}}{A_{14}} \cdot \frac{dW_{14}}{dt} + \frac{f_{14} L_{14} W_{14}^2}{2g_c \rho_f D_{14} A_{14}^2} + \rho_f \frac{g}{g_c} y_{14} \quad (\text{付-96})$$

一次主循環系連続の式は

$$\Delta P_{14,1} + \Delta P_{12,14} + \Delta P_{11} + \Delta P_{10,11} + \Delta P_{4,6} + \Delta P_{2,3} + \Delta P_{1,2} = 0 \quad (\text{付-97})$$

$$\Delta P_{4,6} = \Delta P_{5,9} = P_T - P_6 \quad (\text{付-98})$$

である。

E) 圧力調節系の動特性式

圧力調節系の式の導入は、主循環系に於けると同様に考えてコンデンサー系分岐点から冷却器に至る配管部での連続の式は

$$W_{17} = W_{15} + W_{16} \quad (\text{付-99})$$

エネルギーバランスの式は

$$W_{17} h_{17} = W_{16} h_{16} + W_{15} h_{12} \quad (\text{付-100})$$

配管の時間遅れを考慮してエンタルピーの式は

$$h_{17} = \tau_{17} \frac{dh_{18}}{dt} + h_{18} \quad (\text{付-101})$$

運動量バランスから圧力損失の式は

$$\Delta P_{16,18} = \frac{1}{g_c} \cdot \frac{L_{17}}{A_{17}} \cdot \frac{dW_{17}}{dt} + \frac{f_{17} L_{17} W_{17}^2}{2g_c \rho_f D_{17} A_{17}^2} + \rho_f \frac{g}{g_c} y_{17} - \Delta P_{CP} \quad (\text{付-102})$$

ポンプ圧の式は

$$\Delta P_{CP} = \beta_C - \tau_C W_{17} \quad (\text{付-103})$$

冷却器バイパス部運動量バランスの式は

$$\Delta P_{19,16} = \frac{1}{g_c} \cdot \frac{L_{16}}{A_{16}} \cdot \frac{dW_{16}}{dt} + \frac{f L_{16} W_{16}^2}{2g_c \rho_f D_{16} A_{16}^2} + \rho_f \frac{g}{g_c} y_{16} + \frac{k W_{16}^2}{A_{16}^2} \quad (\text{付-104})$$

配管の時間遅れを考慮して、エンタルピーの式は

$$h_{16} = \tau_{16} \frac{dh_{19}}{dt} + h_{19} \quad (\text{付-105})$$

冷却器の入口、出口に於ける連続の式は

$$W_{19} = W_{18A} + W_{18B} = W_{17} \quad (\text{付-106})$$

出口合流点におけるエネルギーバランスの式は

$$W_{19} h_{19} = W_{18A} h_{18A} + W_{18B} h_{18B} \quad (\text{付-107})$$

圧力調節系冷却器エネルギーバランス及び過渡時補償用の式は

$$C_{11c} M_{11c} \frac{dT_{1cc}}{dt} = C_{11c} W_{1c} (T_{11c} - T_{10c}) - U_{11c} A_{11c} (T_{1cc} - T_{2cc}) \quad (\text{付-108})$$

$$C_{22c} M_{22c} \frac{dT_{2cc}}{dt} = U_{22c} A_{22c} (T_{1cc} - T_{2cc}) - C_{22c} W_{IIc} (T_{20c} - T_{21c}) \quad (\text{付-109})$$

$$T_{1cc} = \frac{1}{k_{Ic}} (T_{12c} + T_{13c}) \quad T_{2cc} = \frac{1}{k_{IIc}} (T_{22c} + T_{23c}) \quad (\text{付-110})$$

$$\tau_{M1c} \frac{dT_{12c}}{dt} + T_{12c} = T_{11c} \quad \tau_{M2c} \frac{dT_{10c}}{dt} + T_{10c} = T_{13c} \quad (\text{付-111})$$

$$\tau_{M3c} \frac{dT_{22c}}{dt} + T_{22c} = T_{21c} \quad \tau_{M4c} \frac{dT_{20c}}{dt} + T_{20c} = T_{23c} \quad (\text{付-112})$$

冷却器内流路の運動量バランスの式は

$$\Delta P_{cc} = \left(\frac{L_{18A}}{g_c A_{18A}} \right) \frac{dW_{18A}}{dt} + \frac{L_{18A} W_{18A}^2}{2g_c \rho_f D_{18A} A_{18A}^2} + \frac{g}{g_c} \rho_f y_{18A} + \frac{k W_{18A}^2}{A_{v18A}^2} \quad (\text{付-113})$$

バイパス流路, 運動量バランスの式は

$$\Delta P_{18} = \left(\frac{L_{18B}}{g_c A_{18B}} \right) \frac{dW_{18B}}{dt} + \frac{L_{18B} W_{18B}^2}{2g_c \rho_f D_{18B} A_{18B}^2} + \frac{g}{g_c} \rho_f y_{18B} + \frac{k W_{18B}^2}{A_{v18B}^2} \quad (\text{付-114})$$

であり, 連続の条件から

$$\Delta P_{cc} = \Delta P_{18} \quad (\text{付-115})$$

である。冷却器出口からスプレーに至る配管エネルギーの時間遅れの式は

$$h_{19} = \tau_{20} \frac{dh_{20}}{dt} + h_{20} \quad (\text{付-116})$$

運動量バランスから圧力損失の式は

$$\Delta P_{1920} = \frac{L_{20}}{g_c A_{20}} \frac{dW_{20}}{dt} + \frac{f_{20} L_{20} W_{20}^2}{2g_c \rho_f D_{20} A_{20}^2} + \rho_f \frac{g}{g_c} y_{20} + \frac{k W_{20}^2}{A_{vcv}^2} \quad (\text{付-117})$$

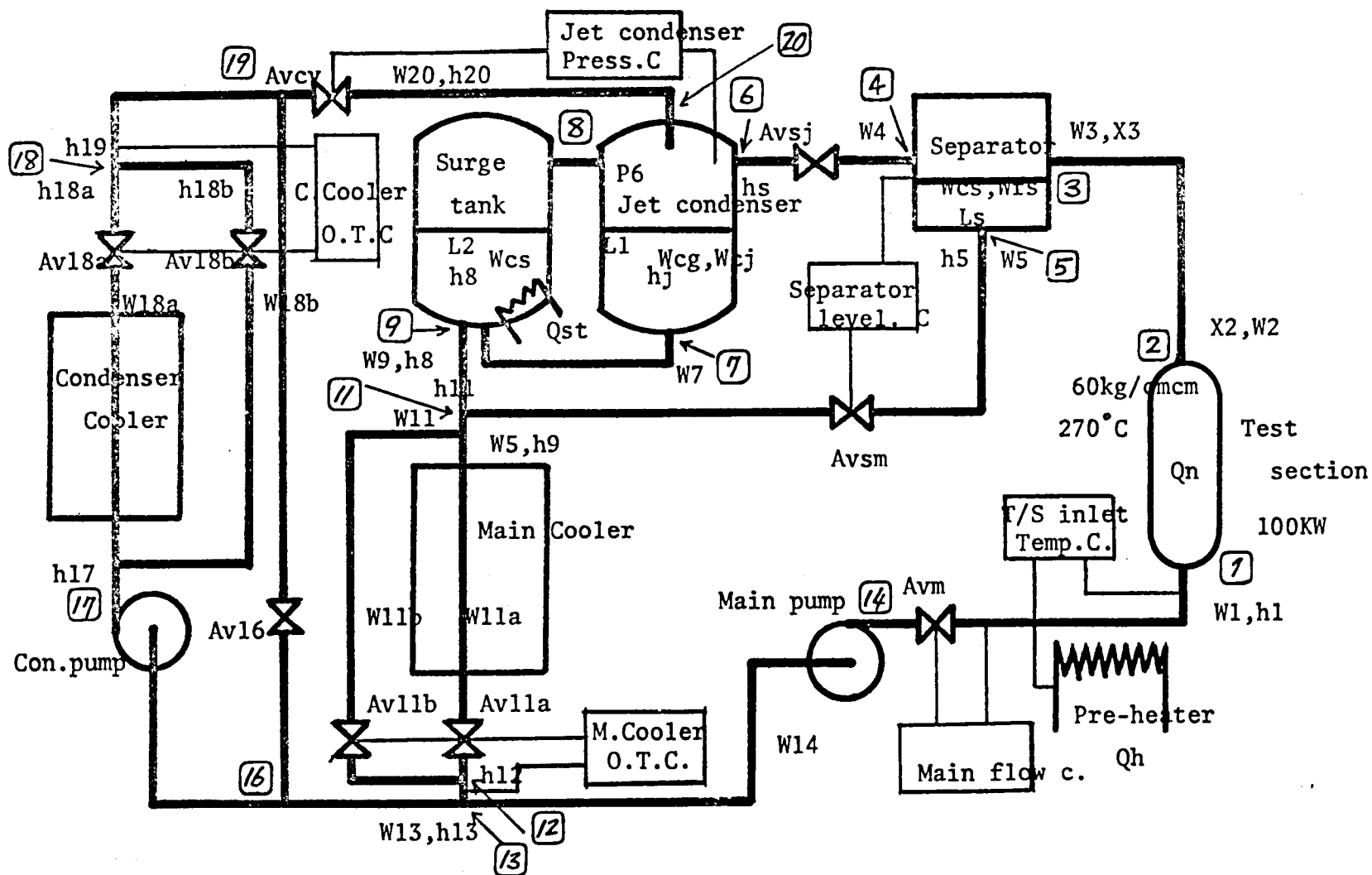
圧力調節系連続の式は

$$W_{19} = W_{20} + W_{16} \quad (\text{付-118})$$

$$\Delta P_{16,18} + \Delta P_{18} + \Delta P_{19,16} = 0 \quad (\text{付-119})$$

$$\Delta P_{16,18} + \Delta P_{18} + \Delta P_{19,20} + \Delta P_{10,11} + \Delta P_{11} = 0 \quad (\text{付-120})$$

である。以上のモデルは種々のステップ状外乱応答において, 実プラントに於ける実験と比較検証した。(文献7)



付図 2-1 OWL-0 schematic diagram

付表 2 - 1 付録Ⅱの記号表

$A_1, A_2, A_3 \dots$	各配管流路断面積 (m^2)
A_s, A_{st}, \dots	各構成機器断面積 (m^2)
A_{v5}, A_{v10a}, \dots	各流路弁開度 (%)
$\alpha_1, \alpha_{23}, \dots$	テストセクション, 二相流部等のボイド体積率 (—)
b	テストセクション沸騰長割合 (—)
β_m, β_c	主ポンプ, コンデンサポンプ HQ 係数 (kg/m^2)
γ_m, γ_c	“ HQ 係数 (sec/m^2)
D_1, D_2, D_5, \dots	配管平均直径 (m)
η	ジェットコンデンサスプレー凝縮効率 (—)
f_1, f_2, f_3, \dots	各配管部摩擦係数 (—)
g	重力加速度
g_c	換算係数
h_1, h_2, h_3, \dots	各部のエンタルピー ($kcal/kg$)
$h_{f1}, h_{f2}, h_{f3}, \dots$	各部の飽和水エンタルピー ($kcal/kg$)
$h_{s1}, h_{s2}, h_{s3}, \dots$	各部の飽和蒸気エンタルピー ($kcal/kg$)
H_s, H_c, H_{st}, \dots	各部水面の等価熱伝達係数 ($kcal/sec^\circ C$)
l	各部配管長さ (m)
L_{so}, L_{co}	各構成機器垂直長さ (m)
L_s, L_c	各構成機器水位 (m)
M_w, M_s	水及び蒸気の重量 (kg)
P_1, P_2, P_3, \dots	各部圧力 (kg/m^2)
$\Delta P_{12}, \Delta P_{23}, \dots$	各部圧力損失 (kg/m^2)
$\Delta P_{v5}, \Delta P_{v6}, \dots$	各バルブ圧力損失 (kg/m^2)
$\Delta P_{mp}, \Delta P_{cp}, \dots$	各ポンプ圧力差 (kg/m^2)
$\dot{Q}_n, \dot{Q}_{st},$	各部ヒータ熱出力 (kcal)
R_1, R_2, \dots	各部マルチネリ係数 (—)
S	ラプラス変換演算子
T_{11}, T_{11c}	主及びコンデンサ冷却器一次側入口温度 ($^\circ C$)
T_{1c}, T_{1cc}	“ 中心温度 ($^\circ C$)
T_{10c}, T_{10}	“ 出口温度 ($^\circ C$)
T_{21}, T_{21c}	“ 二次側入口温度 ($^\circ C$)
T_{20}, T_{20c}	“ 出口温度 ($^\circ C$)
U_t, U_{12}	各部平均流速 (m/sec)
$U_{11}A_{11}, U_{12}A_{12}$	主及びコンデンサ冷却器熱貫流率×伝熱面積 ($kcal/sec^\circ C$)
V_l, V_s, V_c	配管, セパレータ, コンデンサーの容積 (m^3)
V_{cv}	スプレー制御弁
V_{si}, V_{sm}	セパレータからコンデンサ及び主冷却器への流路制御弁

V_{10a}, V_{10b}	主冷却器及びバイパス弁
V_{18a}, V_{18b}	コンデンサー冷却器主及びバイパス弁
V_{16}	コンデンサー冷却系流路弁
V_m	主流路弁
W_{fs}, W_{ft}	セパレータ, コンデンサーフラッシング流量 (kg/sec)
W_{cs}, W_c, W_{ct}	各部凝縮流量 (kg/sec)
χ_2, χ_3	二相流部出口蒸気含有率 (-)
y_{12}, y_{23}	配管部の垂直方向長さ (m)
ρ_w, ρ_s	飽和水, 飽和蒸気密度 (kg/m ³)
$\rho_1, \rho_2, \rho_3, \dots$	各部飽和水密度 (kg/m ³)
$\tau_1, \tau_2, \tau_3, \dots$	各部で用いた時間遅れ近似の時定数 (sec)